

学位論文

剛性付加機能を有するオイルダンパーの開発
および構造的特性に関する実験的研究

DEVELOPMENT OF THE OIL DAMPER WITH STIFFNESS FOR ARCHITECTURAL VIBRATION
CONTROL AND EXPERIMENTAL RESEARCH ON STRUCTURAL CHARACTERIZATION

2023年3月

東京理科大学大学院 工学研究科
建築学専攻 博士後期課程

横山 篤貴
Atsuki Yokoyama

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	3
1.2 既往の研究	4
1.2.1 粘弾性体ダンパー、複合ダンパーに関する研究	4
1.2.2 構造耐震指標 (I _s 値) に関する研究	5
1.3 研究の目的	6
1.4 論文の構成	7
第2章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの構成および特性	9
2.1 はじめに	11
2.2 剛性付加機能を有するオイルダンパーの構成	11
2.3 剛性付加機能を有するオイルダンパーの有効性	13
2.4 剛性付加要素の動的単体試験	14
2.4.1 試験体の仕様	14
2.4.2 試験概要	14
2.4.3 粘弾性体ばね基本特性確認試験	16
2.4.4 粘弾性体ばね耐久性確認試験	21
2.4.5 粘弾性体ばね 1 万サイクル加振試験	23
2.4.6 摩擦機構基本特性確認試験	25
2.4.7 摩擦機構耐久性確認試験	26
2.4.8 剛性付加要素ランダム波加振試験	27
2.5 剛性付加機能を有するオイルダンパーの性能確認試験	28
2.5.1 試験体の仕様	28
2.5.2 試験概要	30
2.5.3 正弦波加振試験	32
2.5.4 ランダム波加振試験	37
2.6 まとめ	39

第3章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの解析モデル	41
3.1 はじめに	43
3.2 剛性付加機能を有するオイルダンパーの解析モデル	43
3.2.1 簡易計算モデル	43
3.2.2 改良モデル	48
3.3 剛性付加機能を有するオイルダンパーの性能確認試験における比較	50
3.3.1 正弦波加振試験	50
3.3.2 ランダム波加振試験	56
3.4 まとめ	59
第4章 1質点系モデルを用いた時刻歴応答解析における剛性付加機能を有する オイルダンパー の有効性の検証	61
4.1 はじめに	63
4.2 解析条件、解析モデルの諸元	63
4.3 解析結果	67
4.4 まとめ	70
第5章 剛性付加機能を有するオイルダンパーを用いた建物の換算 I_s 値、換算 q 値	71
5.1 はじめに	73
5.2 建物モデルの諸元と耐震指標	73
5.3 換算 I_s 値、換算 q 値の簡易算出方法	80
5.4 換算 I_s 値、換算 q 値の妥当性の確認	82
5.5 まとめ	88
第6章 結論	89
付録	93
参考文献	97
謝辞	103

図目次

図 2-1	ばね付オイルダンパーの構成	12
図 2-2	ブレース材を用いた耐震補強のイメージ	13
図 2-3	ブレース材とオイルダンパーを用いた耐震補強のイメージ.....	13
図 2-4	ばね付オイルダンパーを用いた耐震補強のイメージ.....	13
図 2-5	試験体と計測機器の配置	14
図 2-6	ばね付オイルダンパー試験体：2層型.....	15
図 2-7	ばね付オイルダンパー試験体：4層型.....	15
図 2-8	入力波形	17
図 2-9	最大変位－最大変位時荷重プロット：粘弾性体ばね基本特性確認試験.....	19
図 2-10	荷重－変位関係：粘弾性体ばね基本特性確認試験、2層型.....	19
図 2-11	荷重－変位関係：粘弾性体ばね基本特性確認試験、4層型.....	20
図 2-12	荷重－変位関係：粘弾性体ばね耐久性確認試験.....	22
図 2-13	荷重－変位関係：基本特性確認試験（耐久性確認試験前後）	23
図 2-14	荷重－変位関係：基本特性確認試験（1万サイクル加振試験前後）	24
図 2-15	荷重－変位関係：摩擦機構基本特性確認試験.....	25
図 2-16	荷重－変位関係：摩擦機構耐久性確認試験	26
図 2-17	変位－時刻関係：JMA KOBE NS 1995、最大変位 60mm.....	27
図 2-18	荷重－変位関係：ばね部ユニットランダム波加振試験.....	27
図 2-19	オイルダンパー単体性能試験結果	29
図 2-20	荷重－変位関係：粘弾性体ばね、静的載荷	29
図 2-21	試験体と計測機器の配置	30
図 2-22	試験状況	31
図 2-23	計測装置の配置と寸法	31
図 2-24	ひずみゲージ配置	31
図 2-25	荷重－ひずみ関係	31
図 2-26	荷重－変位関係：正弦波加振試験、周期 0.25 秒.....	33
図 2-27	荷重－変位関係：正弦波加振試験、周期 0.5 秒.....	33
図 2-28	荷重－変位関係：正弦波加振試験、周期 1 秒.....	34
図 2-29	荷重－変位関係：正弦波加振試験、周期 2 秒.....	34
図 2-30	荷重－変位関係：正弦波加振試験、周期 4 秒.....	34
図 2-31	荷重－変位関係重ね描き：正弦波加振試験、周期 0.25 秒.....	35
図 2-32	荷重－変位関係重ね描き：正弦波加振試験、周期 1 秒.....	35
図 2-33	荷重－変位関係重ね描き：正弦波加振試験、周期 4 秒.....	35
図 2-34	1 質点系モデルでの解析から得られた層間変位波形.....	37
図 2-35	荷重－変位関係：ランダム波加振試験、BCJ-L1、最大振幅 5mm.....	38

図 2-36	荷重－変位関係：ランダム波加振試験、BCJ-L2、最大振幅 20mm	38
図 3-1	ばね付オイルダンパーの解析モデル：簡易計算モデル	43
図 3-2	ダッシュポットの荷重－速度関係	44
図 3-3	ばね付オイルダンパーの数値計算のフローチャート：簡易計算モデル	46
図 3-4	ばね付オイルダンパーの解析モデル：改良モデル	48
図 3-5	ばね付オイルダンパーの数値計算のフローチャート：改良モデル	49
図 3-6	荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 0.25 秒、振幅 1mm	52
図 3-7	荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 1 秒、振幅 1mm	52
図 3-8	荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 4 秒、振幅 1mm	52
図 3-9	荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 0.25 秒、振幅 5mm	53
図 3-10	荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 1 秒、振幅 5mm	53
図 3-11	荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 4 秒、振幅 5mm	53
図 3-12	荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 4 秒、振幅 30mm	54
図 3-13	図 3-11 (c) ばね部ユニットの荷重－変位関係図の再掲（拡大）	56
図 3-14	減衰係数－振動数関係	57
図 3-15	荷重－変位関係解析重ね描き：ランダム波加振試験、BCJ-L1、最大振幅 5mm	57
図 3-16	荷重－変位関係解析重ね描き：ランダム波加振試験、BCJ-L2、最大振幅 20mm	57
図 3-17	エネルギー吸収量－時刻関係図：BCJ-L1、最大振幅 5mm	58
図 3-18	図 3-17 の拡大図（時刻 50s から 55s）	58
図 4-1	加速度－時刻関係：El Centro NS (1940)	64
図 4-2	加速度－時刻関係：Taft EW (1952)	65
図 4-3	加速度－時刻関係：八戸 NS (1968)	65
図 4-4	加速度－時刻関係：BCJ-L1	65
図 4-5	加速度－時刻関係：BCJ-L2	65
図 4-6	解析モデルと補強方法毎の解析ケース	66
図 4-7	層せん断力－層間変形角関係：BCJ-L2	69
図 4-8	ダンパー部材の荷重－変位関係	69
図 5-1	屋根伏図	73
図 5-2	梁間方向軸組図	73
図 5-3	桁行方向軸組図	74
図 5-4	フレームモデル図：標準モデル	75
図 5-5	フレームモデルの荷重－変位関係：標準モデル	76
図 5-6	塑性率分布図：降伏点	76
図 5-7	塑性率分布図：安全限界	76
図 5-8	塑性率分布図：El Centro	79
図 5-9	筋違部材の荷重－変位関係：El Centro	79

図 5-10	層せん断力-層間変形角関係：El Centro.....	79
図 5-11	換算 I_s 値、換算 q 値の算出方法のフローチャート.....	80
図 5-12	減衰特性の置換.....	81
図 5-13	フレームモデル図：筋違削減モデル.....	82
図 5-14	フレームモデル図：ばね付補強モデル.....	84
図 5-15	フレームモデルの荷重-変位関係：筋違削減モデル、ばね付補強モデル.....	84
図 5-16	層せん断力-層間変形角関係：BCJ-L2.....	87

表目次

表 2-1	ばね付オイルダンパーの仕様	12
表 2-2	試験条件：粘弾性体ばね基本特性確認、2層型	17
表 2-3	試験条件：粘弾性体ばね基本特性確認、4層型	17
表 2-4	試験結果：粘弾性体ばね基本特性確認試験、2層型	18
表 2-5	試験結果：粘弾性体ばね基本特性確認試験、4層型	18
表 2-6	試験条件：粘弾性体ばね耐久性確認試験	21
表 2-7	試験条件：基本特性確認試験（耐久性確認試験前後）	21
表 2-8	試験結果：基本特性確認試験（耐久性確認試験前後）、2層型	22
表 2-9	試験結果：基本特性確認試験（耐久性確認試験前後）、4層型	22
表 2-10	試験条件：粘弾性体ばね 1 万サイクル加振試験	23
表 2-11	試験条件：基本特性確認試験（1 万サイクル加振試験前後）	23
表 2-12	試験結果：基本特性確認試験（1 万サイクル加振試験前後）、2層型	24
表 2-13	試験結果：基本特性確認試験（1 万サイクル加振試験前後）、4層型	24
表 2-14	試験条件：摩擦機構動作確認試験	25
表 2-15	試験条件：摩擦機構耐久性確認試験	26
表 2-16	ばね付オイルダンパーの仕様	28
表 2-17	試験条件：正弦波加振試験	32
表 2-18	エネルギー吸収量：正弦波加振試験	36
表 2-19	エネルギー吸収量：ランダム波加振試験	38
表 3-1	摩擦機構の摩擦力：正弦波加振試験	51
表 3-2	粘弾性体ばねの剛性と減衰係数：正弦波加振試験	51
表 3-3	ばね部ユニットのエネルギー吸収量：正弦波加振試験	54
表 3-4	エネルギー吸収量の誤差率：正弦波加振試験	55
表 3-5	ばね部ユニットのエネルギー吸収量：ランダム波加振試験	58
表 3-6	エネルギー吸収量の誤差率：ランダム波加振試験	58
表 4-1	1 質点系モデルの諸元	64
表 4-2	入力波形一覧	64
表 4-3	ばね付オイルダンパーの仕様	66
表 4-4	複素固有値解析の結果	66
表 4-5	各解析ケースの最大層間変形角 [rad]	68
表 4-6	各解析ケースの最大絶対応答加速度 [cm/s ²]	68
表 4-7	エネルギー吸収率の内訳：BCJ-L2 [%]	68
表 5-1	部材リスト	74
表 5-2	使用材料と材料強度	74
表 5-3	固定荷重表	74

表 5-4	入力波形一覧.....	78
表 5-5	各解析ケースの最大層間変形角：Lv.2 [rad].....	78
表 5-6	各解析ケースの最大絶対応答加速度：Lv.2 [cm/s ²].....	78
表 5-7	固有周期と減衰定数：複素固有値解析	83
表 5-8	ばね付オイルダンパーの仕様	83
表 5-9	応答低減係数 D_h の算出.....	85
表 5-10	各モデルの最大層間変形角 [rad].....	86
表 5-11	各モデルの最大絶対応答加速度 [cm/s ²]	87
表 5-12	エネルギー吸収率の内訳：BCJ-L2 [%].....	87

第1章

序論

1.1 研究の背景

日本は世界有数の地震国であり、地震によって建築物が被害を受ける度に建築構造に係わる法規制は見直されてきた。また、多くの研究者や技術者により様々な制振装置、免震装置等が開発され、それらを用いることで、建築物をより高性能なものとしてきた。これらの不断の努力により、地震を直接的な起因とする建築物への被害は縮小されてきた。

建築構造に関わる法規制は、1981年を境に大きく変化した。1995年に発生した兵庫県南部地震では多くの建築物が倒壊し、それに伴う人的被害が拡大した。倒壊した建築物の多くは1981年の建築基準法、同施行令改正以前に設計、施工されたものであり、これらの建築物の耐震性を調査し、地震動によって倒壊する可能性があれば補強を行うことが必要とされた。そのため、同年に「建築物の耐震改修の促進に関する法律」が施行されるなどの対策が進められ、多くの人々が利用する一定規模以上の建築物や一定量以上の危険物を取り扱う貯槽場、処理場を中心とした建築物に対して耐震診断が義務付けられた¹⁾。一方、工場建屋や事務所ビル等の建築物は耐震診断の義務付け対象外とされた。耐震診断では、耐震診断基準等¹⁾の構造耐震指標 (I_s 値)、保有水平耐力に係わる指標 (q 値) に基づく静的評価法において建築物の耐震性を確認するのが一般的であり、建築物の耐震性能が十分でない場合には耐震改修が行われる。東北地方太平洋沖地震が発生した2011年以降からは、BCP（事業継続計画）が注目され、大地震発生時の損害を最小限に抑え、地震発生後も事業が継続できることが重要視されるようになったため、近年では既存建築物の耐震補強に制振装置や免震装置が用いられることが多くなった。また、耐震診断の義務付け対象外とされた工場建屋や事務所ビル等の建築物に対しても、耐震診断、耐震補強が実施されるようになった^{2, 3)}。

1981年の法改正以前に設計された鉄骨造建物の中で工場建屋や倉庫を用途とする建物の多くは、法改正後に設計された鉄骨造建物と比べると剛性が低いため、地震や風などの外乱発生時の応答変位が大きくなることが想定される。そのため、耐震改修において、既存の建物に減衰を付加する制振装置だけでなく、剛性を付加するブレースのような剛性補強材を同時に設置することで、建物の応答変位を抑制するが多い。しかし、その場合にはそれぞれの補強部材を建物の別々のフレームに設置する必要があり、補強箇所が増えることによる耐震補強の施工期間や工事費の増大、開口部が減少することによる工場の利便性の低下といった施工や生産活動に関わる問題が発生する。また、工場建屋内には既に大型の機械が配置されていることが多く、また通常の生産活動のためにフォークリフト等の車両が通過できる開口を確保する必要があるため、容易に補強が可能となる箇所は限られている。さらに、剛性補強材と制振装置を別々に設置する場合、偏心率の調整等を含めた補強設計検討が煩雑になる⁴⁾ことや、柱間スパンが広く、階高が高い工場建屋に対して剛性補強材を用いる場合には、剛性補強部材の細長比が大きくなることでエネルギー吸収能力が乏しくなることといった構造設計に関わる問題もある^{5, 6)}。

1.2 既往の研究

1.2.1 粘弾性体ダンパー、複合ダンパーに関する研究

建物に剛性と減衰を付加する方法としては粘弾性体を用いた制振装置が挙げられる⁷⁾。しかし、粘弾性体は温度変化によって剛性と減衰が変動する特性があり、法改正以前に設計された古い工場建屋では空調管理や断熱材によって温度管理が十分に行われていない場合が多いため、通常の粘弾性体の適用範囲である 10°Cから 30°C⁸⁾で使用することは難しい。また、工場建屋の層剛性に対して粘弾性体を用いた制振装置が付加する剛性が大きくなる場合、粘弾性体の温度による性能変動を考慮した解析ケース毎の応答値の変動が大きくなり、設計検討が煩雑となる可能性がある。さらに、粘弾性体を用いた制振装置を用いる場合、想定よりも大きい規模の地震が発生した時に装置から発生する荷重が大きくなり、取り付け部材や躯体に過大な応力が発生する要因になると考えられる。しかし、笠井ら⁹⁻¹¹⁾によって粘弾性体と弾塑性体を直列結合した制振装置が考案されており、本装置は粘弾性体から発生する荷重が大きくなること、弾塑性体の中小地震や風を起因とする小振幅の振動における制振性能が期待しづらいといった粘弾性体と弾塑性体の欠点を補い合うものである。また、欄木、成原ら¹²⁾によって、粘弾性体と弾塑性体を直列結合したユニットと座屈拘束ブレースを並列結合した複合ダンパーが考案されている。海外においても、Roh、Hur¹³⁾らによって鋼材と弾塑性体と LRB（鉛プラグ入り天然積層ゴム）を直列接合したものが考案されており、Nasab、Kim¹⁴⁾らによって鋼材スリットダンパーと粘弾性体を並列結合したものが考案されている。しかし、依然として粘弾性体の温度変化による性能変動の影響が残るため、法改正以前に設計された古い工場建屋のような温度管理が十分に行われていなく剛性の低い建物の耐震補強に、温度変化による性能変動が大きい粘弾性体を用いた制振装置で補強を行うのは難しいといえる。

よって、法改正以前に設計された古い工場建屋のような建物の耐震補強では、一つの装置で剛性、減衰を付加できる、温度変化による性能変動が小さい制振装置の適用が望まれる。温度変化による性能変動が小さい制振装置として代表的なものはオイルダンパーが挙げられ¹⁵⁾、オイルダンパーにコイルばねや鋼材を組み合わせることで剛性を付加する方法が考えられる。しかし、建物の補強に十分な剛性を有するコイルばねを用いる場合、装置が大型化するといった懸念がある¹⁶⁾。また、鋼材を組み合わせる場合では、鋼材破断後に剛性付加機能が失われるため、繰り返し振動に対して剛性を維持することができないといった問題がある。

1.2.2 構造耐震指標 (I_s 値) に関する研究

1.1 節で述べたように 1981 年以前の建築基準法、同施行令改正以前に設計、施工された建築物は、耐震診断基準等の構造耐震指標 (I_s 値)、保有水平耐力に係わる指標 (q 値) に基づく静的評価法によって建築物の耐震性を評価するのが一般的である。また、近年ではエネルギー吸収能力を備えた補強部材を用いて建物の補強が行われることが多くなっている。よって、補強部材のエネルギー吸収能力を考慮して建物の耐震性を評価する場合、時刻歴応答解析を行う必要がある。しかし、時刻歴応答解析は設計者のスキルや振動解析ソフトウェアなどの設備が必要であり、静的評価法と比べると検討時間を多く必要とする。よって、エネルギー吸収能力を備えた補強部材を用いた耐震補強をより一層普及させるためには、補強部材のエネルギー吸収能力を考慮して建物の耐震性を簡易的に算出する必要がある。そのため、補強部材のエネルギー吸収能力を静的評価法に換算する様々な方法が提案されている。倉本、飯場ら¹⁷⁾によって、限界耐力計算に基づいた評価法が提案されている。本手法は、限界耐力計算における応答スペクトルに対する減衰補正係数を応答低減効果として評価し、その係数の逆数を I_s 値に乗ずることで補強部材のエネルギー吸収能力を考慮して換算 I_s 値を算出する方法である。しかし、上記の倉本らの手法では、補強部材によって付加される荷重とエネルギー吸収能力による応答低減効果を考慮して換算 I_s 値を算出しており、補強部材の補強効果が二重に評価されている。福島¹⁸⁾は、その補強効果が二重に評価されている点を修正して評価方法を提案している。また、限界耐力計算における減衰補正係数は定常応答を想定したものであるため、福島は地震のような不規則な外力による過渡応答の影響を勘案して減衰補正係数を算出する方法を導入している。なお、減衰補正係数の過渡応答の影響に関しては笠井ら^{19, 20)}によって実地震 31 波の統計から得られた算出式が提案されており、実地震 31 波を用いた統計と良い対応が得られていることが報告されている。また、松本、北嶋ら²¹⁾、藤井、北村ら²²⁾によってエネルギーの釣り合いに基づいて換算 I_s 値を算出する方法が提案されている。さらに、このエネルギーの釣り合いに基づいて換算 I_s 値をする方法において、多質点系モデルの特定層への損傷集中を考慮して換算 I_s 値を評価する方法が小林、位田ら²³⁾によって提案されている。一方、佐藤、笠井ら²⁴⁾は時刻歴応答解析の結果を用いて耐震性能向上倍率を算出し、これを I_s 値に乗ずることで換算 I_s 値を算出する方法を提案している。本手法は補強後の建物の上下階の連成効果による応答のばらつきを考慮することができる上に、様々な補強部材を用いた制振システムに対しても対応が可能であるため、工学的な汎用性が高いといえる。

1.3 研究の目的

法改正以前に設計された古い工場建屋のような建物の耐震補強では、一つの装置で剛性、減衰を付加できる、温度変化による性能変動が小さい制振装置の適用が望まれることから、剛性付加機能を有するオイルダンパーを開発した²⁵⁾。本ダンパーは、温度変化によるせん断剛性の性能変動が限りなく小さい低損失粘弾性材料²⁶⁾と鋼板を組み合わせたせん断抵抗ばねと摩擦機構を直列に結合したものをオイルダンパーに並列に配置した複合ダンパーである。また、本ダンパーは、通常用いられているオイルダンパーの機能に加えて日常風レベル程度の小振幅での振動や稀に発生する地震相当の振動ではせん断抵抗ばねの抵抗力により建物の変形を抑制する。また、粘弾性体ばねに直列に接合された摩擦機構が作動する際の摩擦力を極稀に発生する地震相当の振動で摩擦機構が作動するように設定することで、摩擦機構が粘弾性体ばねから発生する荷重を制限する役割を果たし、粘弾性体ばねによって取り付け部材に過大な応力が発生するのを防ぐことができる。以後、本論文では本ダンパーをばね付オイルダンパーと呼称する。なお、低損失粘弾性材料の各特性の温度依存性、振動数依存性に関しては付録として後述する。著者の知る限り、このように粘弾性体を主にエネルギー吸収の目的でなく剛性付加の目的に用い、オイルダンパーと併用した複合ダンパーの例は過去に存在しない。

本研究では新たに開発したばね付オイルダンパーの基本特性を確認すること、解析モデルを提案し、解析モデルの妥当性を確認すること、本ダンパーの有効性を示すことを目的とし以下の手順に従い検討を進める。

- 1) ばね付オイルダンパーの単体性能試験を行うことによって、基本特性、耐久性、各依存性を把握する。(第2章)
- 2) ばね付オイルダンパーの解析モデルを提案し、第2章で示した試験結果と提案する解析モデルを用いて算出した解析結果との比較を行うことで解析モデルの妥当性を確認する。(第3章)
- 3) 実際に存在する工場建屋を模擬した1質点系モデルに対して各補強部材(鋼材ブレース、オイルダンパー、ばね付オイルダンパー)を用いて補強を行った場合の各解析ケースにおける時刻歴応答解析の結果を比較することでばね付オイルダンパーの有効性を示す。(第4章)
- 4) 耐震診断基準等の構造耐震指標(I_s 値)、保有水平耐力に係わる指標(q 値)に基づく静的評価法において、ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を簡易的に評価する方法を示す。(第5章)

1.4 論文の構成

第1章 序論

1.1 節において本研究の背景を記し、1.2 節では粘弾性体ダンパー、複合ダンパー、構造耐震指標 (I_s 値) に関する既往の研究について示す。1.3 節では本研究の目的を述べる。

第2章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの構成および特性

ばね付オイルダンパーの構成と単体性能試験の結果について示す。2.2 節でばね付オイルダンパーの構成について述べる。次いで 2.3 節では、ばね付オイルダンパーの有効性を示す。2.4 節では、粘弾性体ばねと摩擦機構を組み合わせた剛性付加要素の単体性能試験の結果を示す。2.5 節では、ばね付オイルダンパーの単体性能試験結果を示す。

第3章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの解析モデル

ばね付オイルダンパーの解析モデルを示し、2.5 節の試験結果と解析結果との比較を示す。まず、3.2 節でばね付オイルダンパーの解析モデルについて述べる。次いで 3.3 節では、2.5 節で示した試験結果と、試験結果の変位波形と提案する解析モデルを用いて計算した解析結果とを比較することで、解析モデルの妥当性を示す。

第4章 1 質点系モデルを用いた時刻歴応答解析

実際に存在する工場建屋を模擬した 1 質点系モデルを用いて時刻歴応答解析を行うことで、ばね付オイルダンパーの有効性を確認する。まず、4.2 節において解析モデルの諸元、解析条件について示す。次いで 4.3 節では、解析結果とばね付オイルダンパーの有効性を示す。

第5章 剛性付加機能を有するオイルダンパーを用いた建物の換算 I_s 値、換算 q 値

耐震診断基準等の構造耐震指標 (I_s 値)、保有水平耐力に係わる指標 (q 値) に基づく静的評価法において、ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を簡易的に評価する方法を示す。まず、5.2 節において建物モデルの諸元について述べる。次いで 5.3 節では、ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を考慮した換算 I_s 値、換算 q 値の算出方法を示す。5.4 節では 5.2 節で示した建物モデルにばね付オイルダンパーを用いた場合の建物モデルの換算 I_s 値、換算 q 値を算出し、時刻歴応答解析の結果と比較することで、提案する手法で算出した換算 I_s 値、換算 q 値の妥当性を確認する。

第6章 結論

本論文の総括を述べる。

第2章

剛性付加機能を有するオイルダンパー の構成および特性

2.1 はじめに

本章では、ばね付オイルダンパーの構成と単体性能試験の結果について示す。2.2 節ではばね付オイルダンパーの構成について述べる。次いで 2.3 節では、ばね付オイルダンパーの有効性を示す。2.4 節では、粘弾性体ばねと摩擦機構を組み合わせた剛性付加要素の単体性能試験の結果を示す。2.5 節では、ばね付オイルダンパーの単体性能試験結果を示す。

2.2 剛性付加機能を有するオイルダンパーの構成

ばね付オイルダンパーの構成を図 2-1 に示す。ばね付オイルダンパーは図 2-1 のようにオイルダンパーを中央に配置し、その両側面に粘弾性体と鋼板によるばね（以後粘弾性体ばねと呼称する。）と摩擦機構で構成された剛性付加要素を取り付けた複合ダンパーである。以後、本剛性付加要素をばね部ユニットと呼称する。

本ダンパーは、オイルダンパーの機能に加えて、日常風レベル程度の小振幅での振動や稀に発生する地震相当の振動ではせん断抵抗ばねの抵抗力により建物の変形を抑制する。極稀に発生する地震相当の振動では粘弾性体ばねに直列に接合された摩擦機構が作動する際の摩擦力を摩擦機構が作動するように設定することで、摩擦機構が粘弾性体ばねから発生する荷重を制限する役割を果たし、取り付け部材に過大な応力が発生するのを防ぐことができる。また、摩擦機構が作動することによって粘弾性体の最大せん断ひずみ量は一定に保たれるため、設計検討時には粘弾性体ばねの最大変位量を確認する必要がなく、想定以上の外力が生じた際には粘弾性体の最大せん断ひずみ量が許容値を超える懸念がない。

開発したばね付オイルダンパーの基本仕様を表 2-1 に示す。オイルダンパーの最大荷重は 500kN であり、摩擦力は 250kN としたため、ばね付オイルダンパーから発生する最大荷重は 750kN である。表 2-1 で示す通り粘弾性体の層数を 2 層、4 層とした 2 種類の仕様のばね付オイルダンパーを開発した。粘弾性体ばねの最大変位は 2 層型で 5mm、4 層型で 10mm である。また、粘弾性体の層の厚さは 10mm であるため、最大せん断ひずみは 2 層型で 100%、4 層型で 50% である。

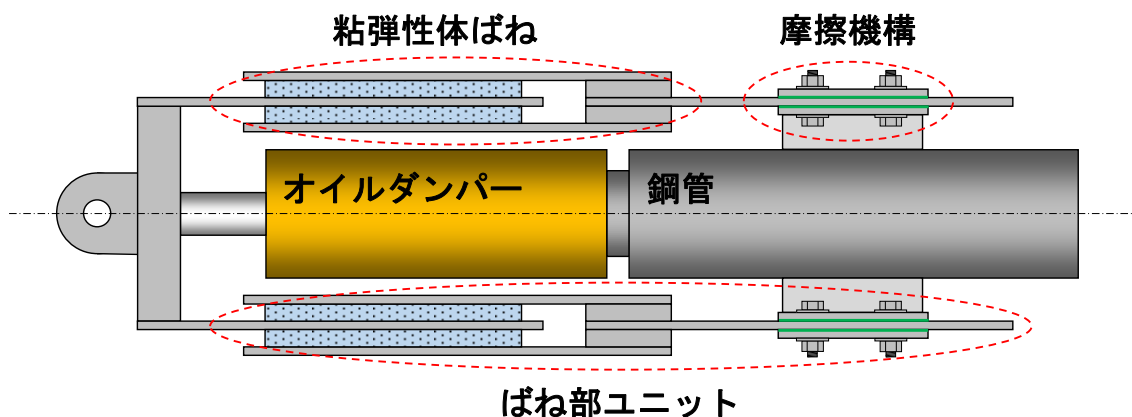


図 2-1 ばね付オイルダンパーの構成

表 2-1 ばね付オイルダンパーの仕様

項目\種類		2層型	4層型
		最大荷重 [kN]	
最大ストローク [mm]		±80	
ばね部ユニット	剛性 [kN/mm]	25	50
	最大変位 (ばね) [mm]	10	5
	摩擦力 [kN]	250	250
ばね付 オイルダンパー	最大荷重 [kN]	500	
	最大速度 [mm/s]	300	
	リリース荷重 [kN]	400	
	リリース速度 [mm/s]	32	
	一次減衰係数 [kN・s/mm]	12.5	
	二次減衰係数 [kN・s/mm]	0.37	
	剛性 [kN/mm]	140	

2.3 剛性付加機能を有するオイルダンパーの有効性

1981年の法改正以前に設計された工場等の建築物にオイルダンパーを用いて耐震補強をする際には、剛性を付加するためにブレース材のような剛性補強材を併用して補強することが多い。今回開発したばね付オイルダンパーは、剛性と減衰を1つの装置で付加することが可能であるため、従来のブレース材とオイルダンパーを併用して補強する場合に比べて補強箇所が少なくなる。よって、補強後も工場建屋の開口部をより多く残すことが可能である。また、補強箇所が少なくなることにより、補強部材のコストを削減するだけでなく、補強箇所の柱梁や基礎梁等の補強に要するコストも削減することができる。ブレース材、オイルダンパー、ばね付オイルダンパーの各補強部材を用いた場合の耐震補強の補強イメージを図2-2から図2-4に示す。

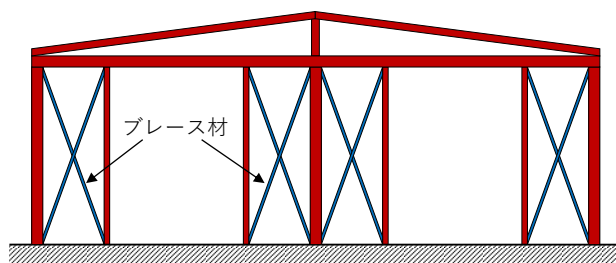


図 2-2 ブレース材を用いた耐震補強のイメージ

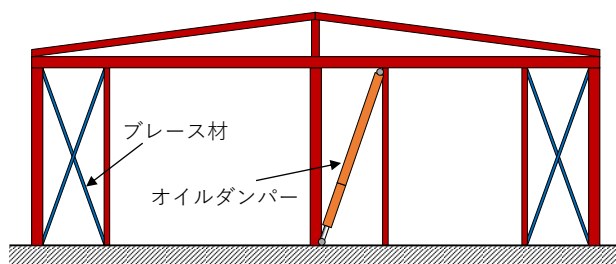


図 2-3 ブレース材とオイルダンパーを用いた耐震補強のイメージ

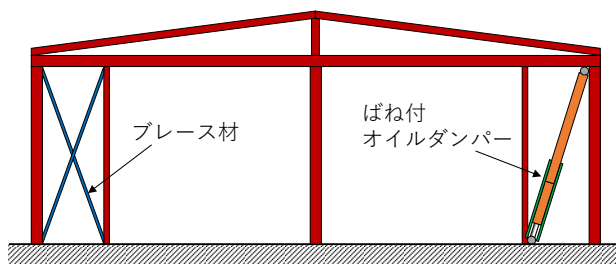


図 2-4 ばね付オイルダンパーを用いた耐震補強のイメージ

2.4 剛性付加要素の動的単体試験

本節では、剛性付加要素として開発したばね部ユニットにおける粘弾性体ばねと摩擦機構の基本特性、各依存性、耐久性を確認するために実施した加振試験の結果を示す。

2.4.1 試験体の仕様

ばね部ユニットの動的単体試験実施時では、試験体として表 2-1 で示した 2 種類の仕様のばね付オイルダンパーを用いた。なお、今回の試験では粘弾性体ばねと摩擦機構それぞれの要素のみの性能を確認するため、オイルダンパーから荷重が発生しないようにオイルダンパー内の作動油を抜いた状態で試験を行った。

2.4.2 試験概要

図 2-5 に示すように、ばね付オイルダンパーの試験体を振動試験機に取り付け、強制変位による加振試験を実施した。振動試験機の仕様は最大加振力 600kN、可動ストローク $\pm 125\text{mm}$ 、加振振動数 0.1Hz から 33Hz、最大速度 720mm/s であり、ばね付オイルダンパーと試験機は試験治具を介して接続した。ばね付オイルダンパーに入力される変位はレーザー変位計を用いて測定し、ばね付オイルダンパーから発生する荷重は試験機に搭載されているロードセルを用いて測定した。試験実施時の写真を図 2-6、図 2-7 に示す。なお、2 層型の試験体では粘弾性体ばねの曲げ剛性が小さいため、粘弾性体ばねが座屈しないように座屈防止用の補強板を用いて粘弾性体ばね同士を接合している。

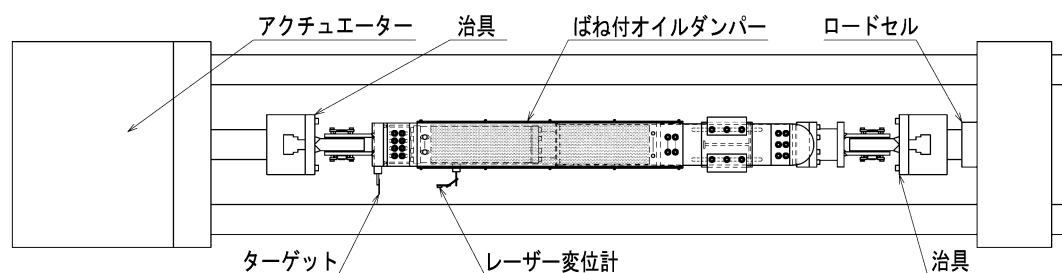


図 2-5 試験体と計測機器の配置

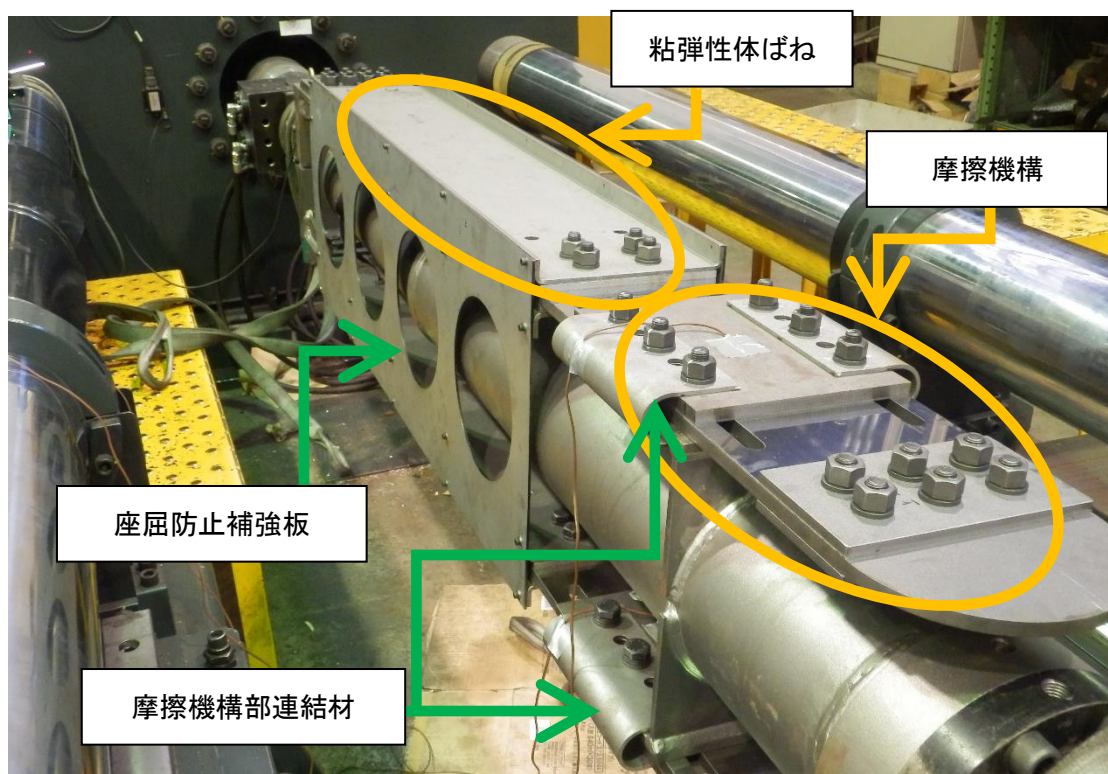


図 2-6 ばね付オイルダンパー試験体：2層型

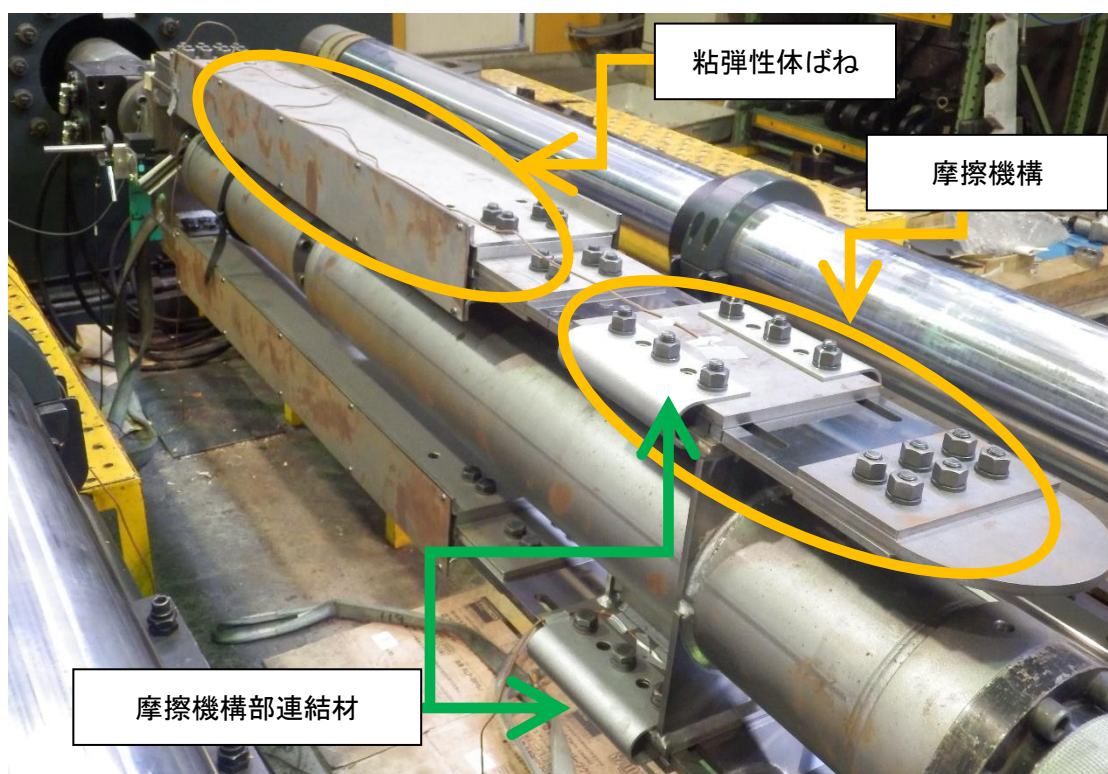


図 2-7 ばね付オイルダンパー試験体：4層型

2.4.3 粘弾性体ばね基本特性確認試験

本試験では、図 2-8 に示すような漸増域 1 サイクル、漸減域 1 サイクルを含む合計 5 サイクルの正弦波加振を行い、粘弾性体ばねの基本特性（剛性、材料強度、接着力）、振動数依存性を確認する。試験条件を表 2-2、表 2-3 に示す。試験条件は 2 層型、4 層型共に正弦波の周期を 0.25 秒から 2 秒とし、振幅は 2 層型、4 層型各タイプの粘弾性体ばねにおける最大変位の設計値以下での振幅で 4 条件、最大変位の設計値を超えた振幅で 1 条件とした。なお、粘弾性体ばね基本特性確認試験では、粘弾性体ばねの単体性能を確認するため、粘弾性体ばねに直列に接続された摩擦機構の高力ボルトを十分な締め付けトルクによって締め付けることで、摩擦機構が動かない状態で試験を実施した。試験結果の評価は 3 サイクル目の正弦波 1 波分のデータを抽出したものをを用いて行った。なお、測定したデータについては、スムージング（移動平均）は行っていない。測定データのサンプリング周波数は、1 波形あたりのデータ数が 400 個以上となるように加振周期毎に設定した。また、全ての測定データには 40Hz のローパスフィルター処理を行った。粘弾性体ばね基本特性確認試験の結果を表 2-4、表 2-5 に示し、加振振動数毎の最大変位と最大変位時の荷重をプロットしたものを図 2-9 に示す。また、各試験条件における粘弾性体ばねの荷重－変位関係を図 2-10、図 2-11 に示す。

表 2-4、表 2-5 の試験結果、図 2-9 のプロット図から 2 層型、4 層型における正弦波加振時における各周期の最大変位設計値の振幅を入力した時の剛性の平均値は設計値（2 層型設計値：せん断歪 100%時で 25kN/mm、4 層型基準値：せん断歪 50%時で 50kN/mm）に対して-12.5%（2 層型）、-14.1%（2 層型）であることを確認した。また、粘弾性体には変位依存性があり、変位が大きくなるにつれ剛性が小さくなることが確認できる。また、表 2-4、表 2-5 の試験結果、図 2-9 のプロット図、図 2-10、図 2-11 の荷重－変位関係からは剛性、減衰係数において振動数依存性があることが確認できる。しかし、試験条件の振動数範囲における剛性の変動は概ね±10%程度であり、粘弾性ダンパーの材料として用いられることが多い ISD111 等の粘弾性体⁸⁾に比べると振動数依存性による剛性の変動は小さいことが確認できる。また、試験では粘弾性体に最大ひずみの設計値である 100%（2 層型）より大きい最大ひずみ 120%（2 層型）が生じる条件での試験を実施しているが、試験後に粘弾性体の損傷がないこと、粘弾性体が鋼板から剥がれていないことを確認した。よって、粘弾性体の材料強度、粘弾性体と鋼板との接着力は十分であることを確認した。

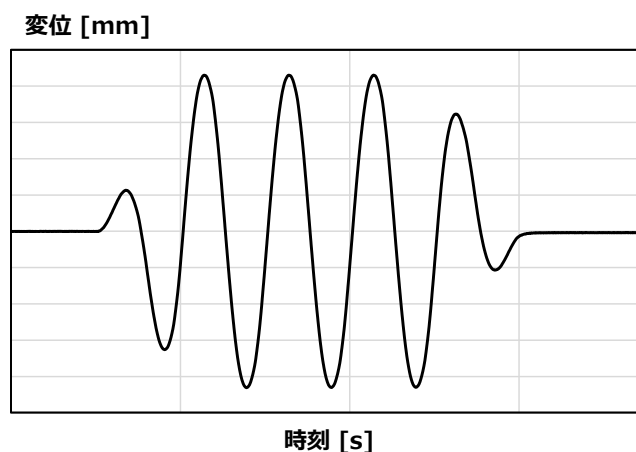


図 2-8 入力波形

表 2-2 試験条件：粘弾性体ばね基本特性確認試験、2層型

試験体	周期 [s]	せん断ひずみ (変位)				
		25% (2.5mm)	50% (5mm)	75% (7.5mm)	100% (10mm)	120% (12mm)
2層型	0.25	○	○	○	○	○
	0.5	○	○	○	○	○
	1	○	○	○	○	○
	2	○	○	○	○	○

表 2-3 試験条件：粘弾性体ばね基本特性確認試験、4層型

試験体	周期 [s]	せん断ひずみ (変位)				
		12.5% (1.25mm)	25% (2.5mm)	37.5% (3.75mm)	50% (5mm)	70% (7mm)
4層型	0.25	○	○	○	○	○
	0.5	○	○	○	○	○
	1	○	○	○	○	○
	2	○	○	○	○	○

表 2-4 試験結果：粘弾性体ばね基本特性確認試験、2層型

試験結果				設計値		誤差 [%]
周期 [s]	振幅 [mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	
0.25	2.53	66.36	26.23	63.25	25	4.9
	4.92	120.54	24.50	123		-2.0
	7.40	172.28	23.28	185		-6.9
	9.94	200.84	20.21	248.5		-19.2
	11.72	237.58	20.27	293		-18.9
0.5	2.52	67.38	26.74	63		7.0
	4.93	123.62	25.08	123.25		0.3
	7.40	176.72	23.88	185		-4.5
	10.00	218.24	21.82	250		-12.7
	11.89	265.66	22.34	297.25		-10.6
1	2.51	67.82	27.02	62.75		8.1
	4.94	123.40	24.98	123.5		-0.1
	7.43	176.56	23.76	185.75		-4.9
	10.02	228.06	22.76	250.5		-9.0
	11.96	270.98	22.66	299		-9.4
2	2.54	67.94	26.75	63.5		7.0
	5.00	123.92	24.78	125		-0.9
	7.49	177.40	23.68	187.25		-5.3
	10.07	229.24	22.76	251.75		-8.9
	12.07	270.70	22.43	301.75		-10.3

表 2-5 試験結果：粘弾性体ばね基本特性確認試験、4層型

試験結果				設計値		誤差 [%]
周期 [s]	振幅 [mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	
0.25	1.28	60.90	47.58	64	50	-4.8
	2.49	112.46	45.16	124.5		-9.7
	3.74	164.04	43.86	187		-12.3
	4.98	211.92	42.55	249		-14.9
	6.92	277.92	40.16	346		-19.7
0.5	1.29	62.52	48.47	64.5		-3.1
	2.45	114.54	46.75	122.5		-6.5
	3.75	167.12	44.57	187.5		-10.9
	5.00	215.16	43.03	250		-13.9
	7.00	288.62	41.23	350		-17.5
1	1.30	63.86	49.12	65		-1.8
	2.39	112.06	46.89	119.5		-6.2
	3.69	166.24	45.05	184.5		-9.9
	4.97	214.74	43.21	248.5		-13.6
	6.99	287.90	41.19	349.5		-17.6
2	1.39	67.44	48.52	69.5		-3.0
	2.34	109.38	46.74	117		-6.5
	3.67	164.66	44.87	183.5		-10.3
	4.96	213.24	42.99	248		-14.0
	7.00	287.12	41.02	350		-18.0

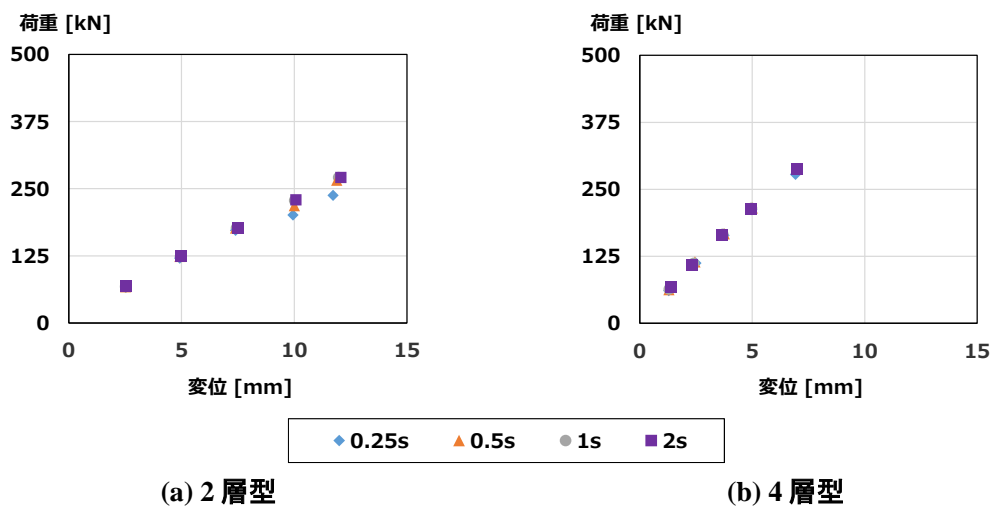


図 2-9 最大変位－最大変位時荷重プロット：粘弾性体ばね基本特性確認試験

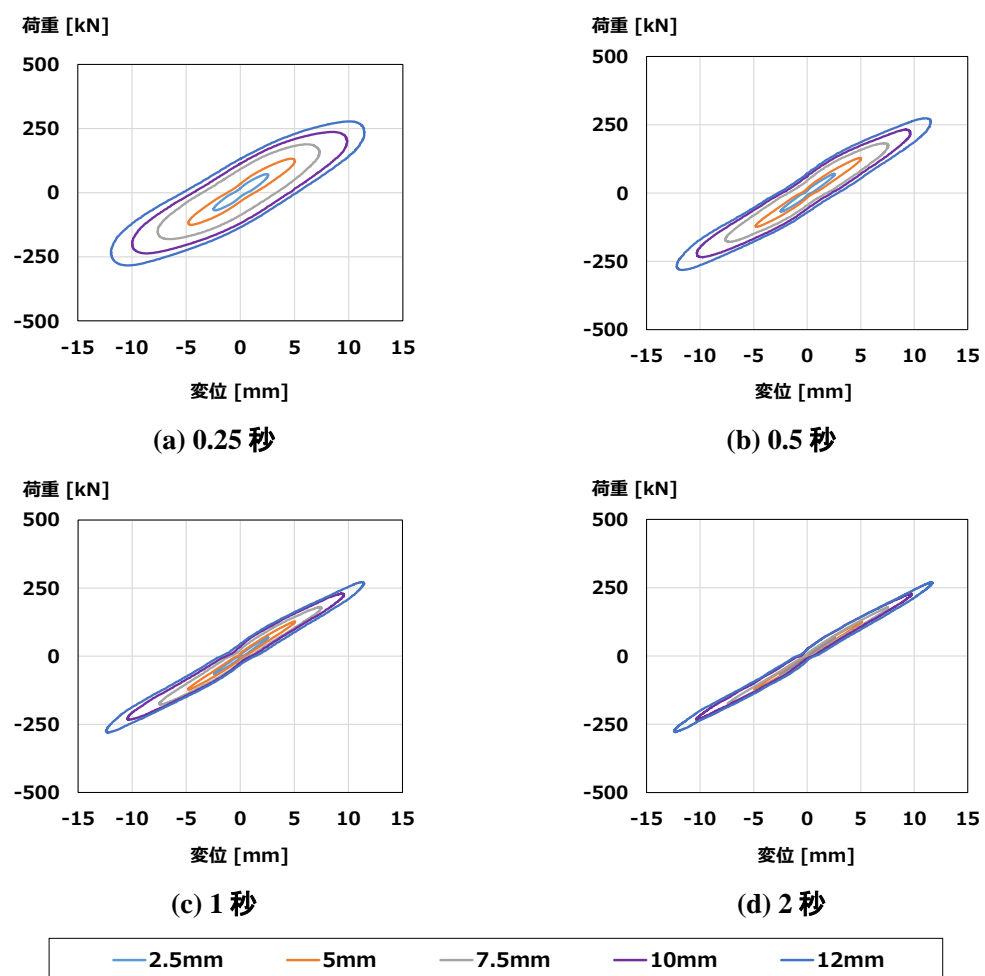


図 2-10 荷重－変位関係：粘弾性体ばね基本特性確認試験、2層型

第2章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの構成および特性

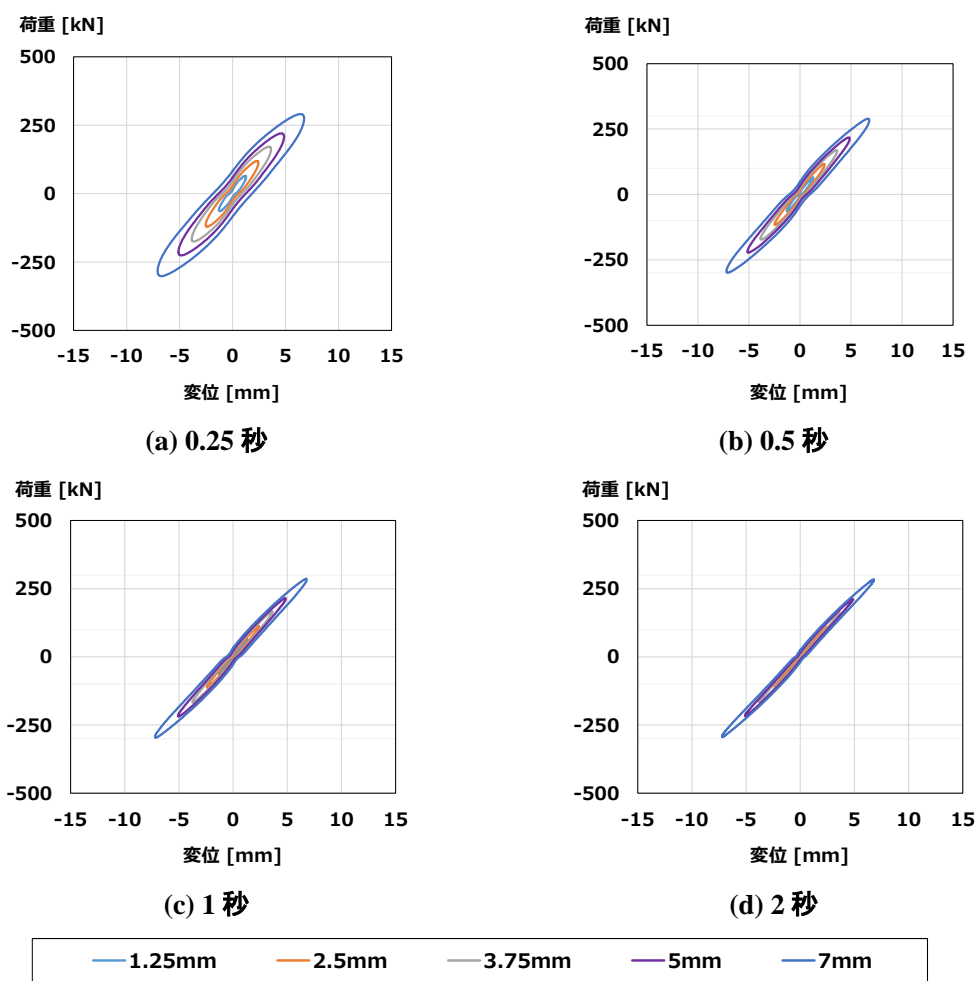


図 2-11 荷重—変位関係：粘弾性体ばね基本特性確認試験、4層型

2.4.4 粘弾性体ばね耐久性確認試験

本試験では、粘弾性体ばね基本特性確認試験で示した図 2-8 のような漸増域 1 サイクル、漸減域 1 サイクルを含む合計 100 サイクルの正弦波加振を行い、大地震発生時を想定した粘弾性体ばねの耐久性（材料強度、接着力）を確認した。また、耐久性確認試験後に基本特性確認試験と同条件の周期 1 秒の正弦波での加振試験を行うことで、耐久性確認試験前後における性能変動を確認した。耐久性確認試験の試験条件を表 2-6、耐久性確認試験後の基本特性確認試験の試験条件を表 2-7 に示す。なお、粘弾性体ばね耐久性確認試験時においても、基本特性確認試験と同様に摩擦機構が動かない状態で試験を実施した。

表 2-6 試験条件：粘弾性体ばね耐久性確認試験

試験体	周期 [s]	せん断ひずみ (変位)	サイクル数
2 層型	1	100% (10mm)	100 サイクル
4 層型		50% (5mm)	

表 2-7 試験条件：基本特性確認試験（耐久性確認試験前後）

試験体	周期 [s]	せん断ひずみ (変位)		
2 層型	1	50% (5mm)	100% (10mm)	120% (12mm)
4 層型		25% (2.5mm)	50% (5mm)	70% (7mm)

粘弾性体ばね耐久性確認試験の結果として耐久性試験中の荷重－変位関係の重ね描きを図 2-12 に示す。また、耐久試験前後における基本特性確認試験の結果をまとめたものを表 2-8、表 2-9 に、荷重－変位関係の重ね描きを図 2-13 に示す。

図 2-12 の荷重－変位関係を見ると、耐久性確認試験において、粘弾性体ばねの履歴曲線は安定していることが確認できる。この結果から、耐久性試験中において粘弾性体の損傷がなく、粘弾性体と鋼板の接着力が低下していないことがわかる。また、加振中において剛性、減衰係数の変動がほとんどないことが確認できる。表 2-8、表 2-9 の試験結果、図 2-13 の荷重－変位関係からは、耐久性試験前後において剛性の変動がほとんどないことが確認できる。なお、試験後に粘弾性体の損傷がないこと、粘弾性体が鋼板から剥がれていないことを確認した。よって、粘弾性体の材料強度、粘弾性体と鋼板との接着力は大地震発生時においても十分であることがわかる。

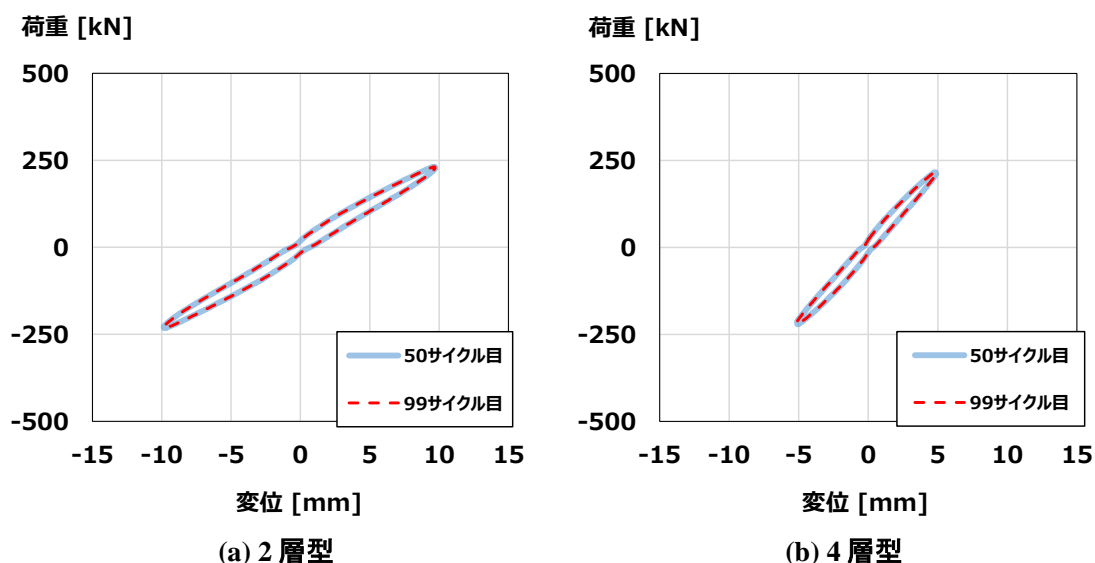


図 2-12 荷重—変位関係：粘弾性体ばね耐久性確認試験

表 2-8 試験結果：基本特性確認試験（耐久性確認試験前後）、2層型

	試験結果				設計値		誤差 [%]
	周期 [s]	振幅 [mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	
耐久性 確認 試験前	1	4.94	123.40	24.98	123.50	25	-0.1
		10.02	228.06	22.76	250.50		-9.0
		11.96	270.98	22.66	299.00		-9.4
耐久性 確認 試験後		4.89	124.48	25.46	122.25		1.8
		9.94	224.18	22.55	248.50		-9.8
		12.03	273.72	22.75	300.75		-9.0

表 2-9 試験結果：基本特性確認試験（耐久性確認試験前後）、4層型

	試験結果				設計値		誤差 [%]
	周期 [s]	振幅 [mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	
耐久性 確認 試験前	1	2.39	112.06	46.89	119.50	50	-6.2
		4.97	214.74	43.21	248.50		-13.6
		6.99	287.90	41.19	349.50		-17.6
耐久性 確認 試験後		2.46	115.50	46.95	123.00		-6.1
		4.99	217.02	43.49	249.50		-13.0
		6.99	288.56	41.28	349.50		-17.4

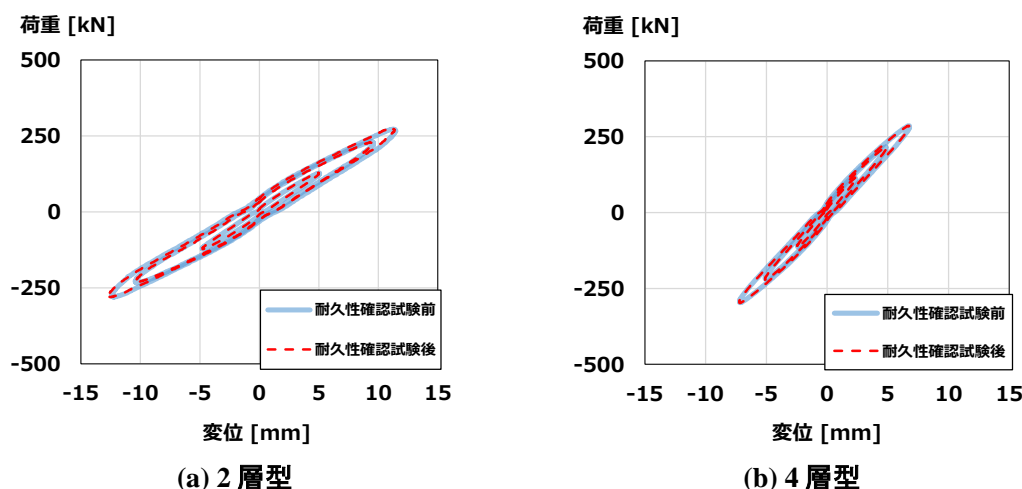


図 2-13 荷重－変位関係：基本特性確認試験（耐久性確認試験前後）

2.4.5 粘弾性体ばね 1 万サイクル加振試験

本試験では、粘弾性体ばね基本特性確認試験で示した図 2-8 のような漸増域 1 サイクル、漸減域 1 サイクルを含む合計 1 万サイクルの正弦波加振を行い、日常風レベル程度の小振幅での振動や中小地震による繰り返し振動に対する粘弾性体ばねの耐久性（材料強度、接着力）を確認した。また、1 万サイクル加振試験実施後に、耐久性確認試験後に行った試験と同条件の周期 1 秒の正弦波での加振試験を行うことで、1 万サイクル加振試験前後における性能変動を確認した。試験条件を表 2-10、表 2-11 に示す。なお、粘弾性体ばね 1 万サイクル加振試験時においても、基本特性確認試験と同様に摩擦機構が動かない状態で試験を実施した。

耐久試験前後における基本特性確認試験の結果をまとめたものを表 2-12、表 2-13 に、荷重－変位関係の重ね描きを図 2-14 に示す。

表 2-10 試験条件：粘弾性体ばね 1 万サイクル加振試験

試験体	周期 [s]	入力変位 [mm]	サイクル数
2 層型	0.5	2.5	1 万サイクル
4 層型			

表 2-11 試験条件：基本特性確認試験（1 万サイクル加振試験前後）

試験体	周期 [s]	せん断ひずみ（変位）		
		2 層型	50% (5mm)	100% (10mm)
4 層型	1	25% (2.5mm)	50% (5mm)	70% (7mm)

第2章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの構成および特性

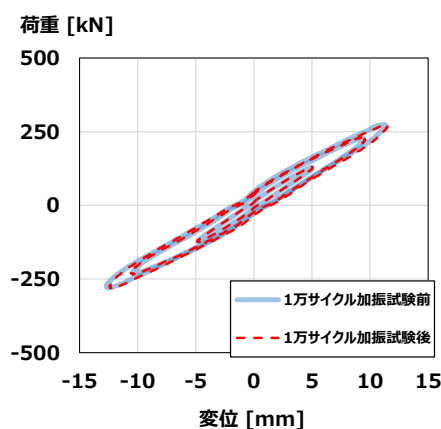
表 2-12、表 2-13 の試験結果、図 2-14 の荷重－変位関係を見ると、1 万サイクル加振試験前後において、粘弾性体ばねの履歴曲線は安定していることが確認でき、剛性の変動がほとんどないことが確認できる。なお、試験後に粘弾性体の損傷がないこと、粘弾性体が鋼板から剥がれていないことを確認した。よって、粘弾性体の材料強度、粘弾性体と鋼板との接着力は日常風レベル程度の小振幅での振動や中小地震による繰り返し振動においても十分であることがわかる。

表 2-12 試験結果：基本特性確認試験（1 万サイクル加振試験前後）、2 層型

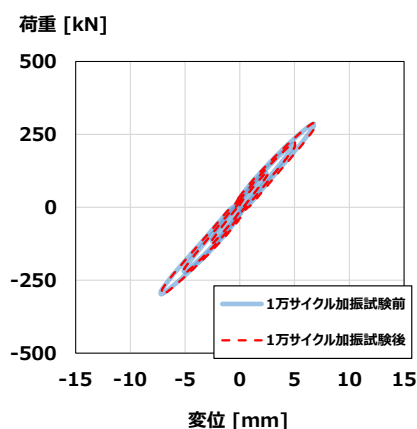
	試験結果				設計値		誤差 [%]
	周期 [s]	振幅 [mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	
1 万サイクル 加振試験前	1	4.89	124.48	25.46	122.25	25	1.8
		9.94	224.18	22.55	248.50		-9.8
		12.03	273.72	22.75	300.75		-9.0
1 万サイクル 加振試験後		4.95	126.26	25.51	123.75		2.0
		10.11	228.94	22.64	252.75		-9.4
		11.97	273.30	22.83	299.25		-8.7

表 2-13 試験結果：基本特性確認試験（1 万サイクル加振試験前後）、4 層型

	試験結果				設計値		誤差 [%]
	周期 [s]	振幅 [mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	荷重 [kN]	剛性 [kN/mm]	
1 万サイクル 加振試験前	1	2.46	115.50	46.95	123.00	25	-6.1
		4.99	217.02	43.49	249.50		-13.0
		6.99	288.56	41.28	349.50		-17.4
1 万サイクル 加振試験後		2.60	124.44	47.86	130.00		-4.3
		5.09	220.74	43.37	254.50		-13.3
		7.00	289.92	41.42	350.00		-17.2



(a) 2 層型



(b) 4 層型

図 2-14 荷重－変位関係：基本特性確認試験（1 万サイクル加振試験前後）

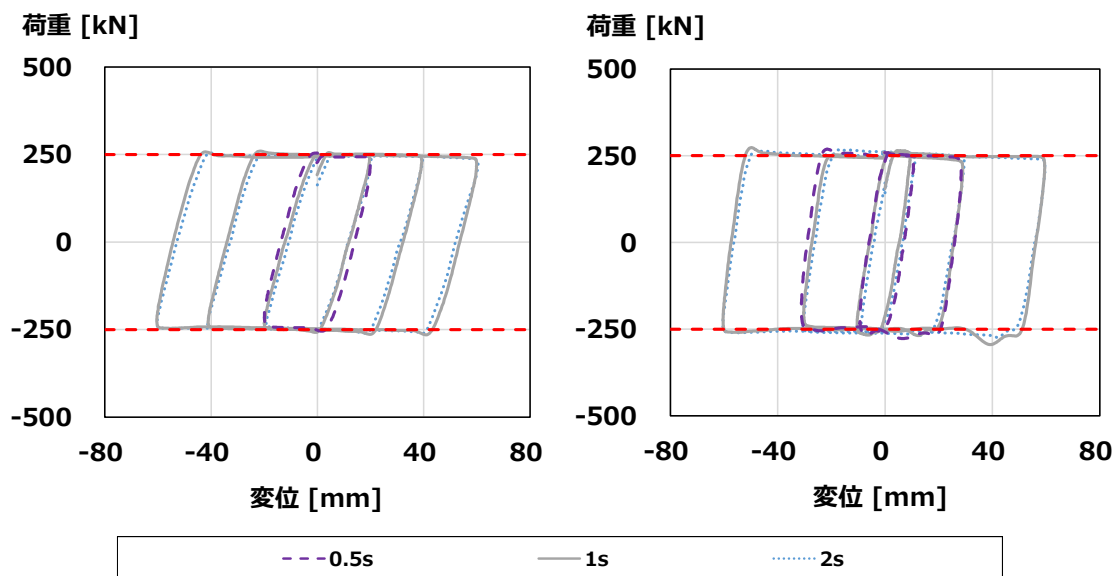
2.4.6 摩擦機構基本特性確認試験

本試験では、粘弾性体ばね基本特性確認試験で示した図 2-8 のような漸増域 1 サイクル、漸減域 1 サイクルを含む合計 3 サイクルの正弦波加振を行い、摩擦機構の動作確認、摩擦力、摩擦力の各依存性（速度、振動数）を確認した。試験条件を表 2-14、に示す。

摩擦機構基本特性確認試験の結果として各試験条件における荷重－変位関係を図 2-15 に示す。図 2-15 を見ると、速度や振動数に関係なく、全ての条件において摩擦機構は摩擦力の設計値である 250kN で安定して作動していることを確認した。

表 2-14 試験条件：摩擦機構基本特性確認試験

(a) 2層型				(b) 4層型			
周期 [s]	振幅 [mm]			周期 [s]	振幅 [mm]		
	20	40	60		10	30	60
0.5	○	-	-	0.5	○	○	-
1	○	○	○	1	○	○	○
2	○	○	○	2	○	○	○



(a) 2層型

(b) 4層型

図 2-15 荷重－変位関係：摩擦機構基本特性確認試験

2.4.7 摩擦機構耐久性確認試験

本試験では、摩擦機構基本特性確認試験と同様の漸増域 1 サイクル、漸減域 1 サイクルを含む合計 100 サイクルの正弦波加振を行い、摩擦機構の耐久性を確認した。表 2-15 に試験条件を示す。

摩擦機構耐久性確認試験の結果として荷重－変位関係の重ね描きを図 2-16 に示す。図 2-16 を見ると、サイクル数が増加しても摩擦機構は摩擦力の設計値である 250kN で安定して作動していることを確認した。よって、摩擦機構の耐久性は大地震発生時においても十分であることがわかる。

表 2-15 試験条件：摩擦機構耐久性確認試験

周期 [s]	入力変位 [mm]	サイクル数
1	30	100 サイクル

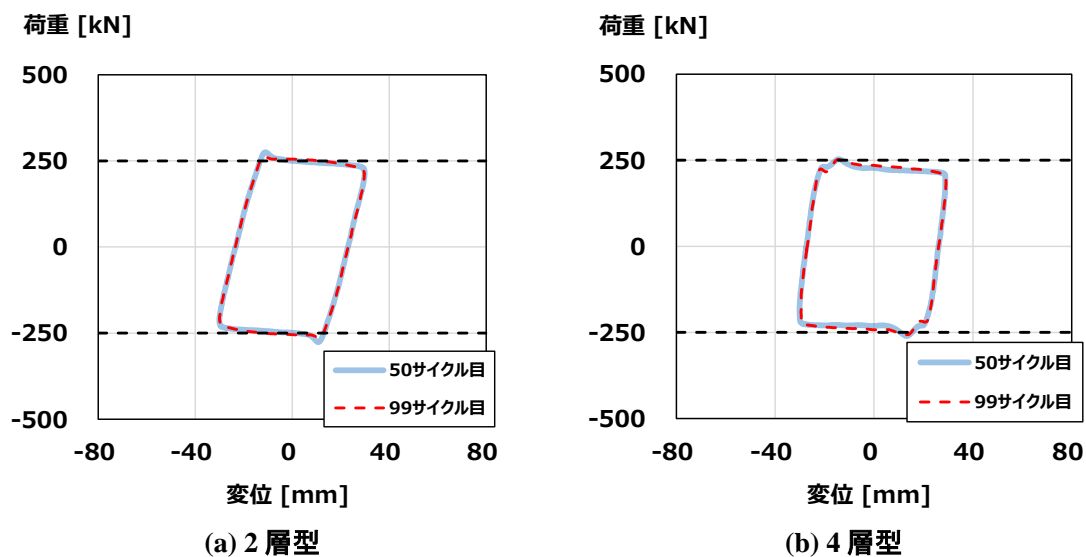


図 2-16 荷重－変位関係：摩擦機構耐久性確認試験

2.4.8 剛性付加要素ランダム波加振試験

本試験では、地震波のようなランダム波入力時において粘弾性体ばね、摩擦機構が円滑に作動することを確認した。試験で使用した変位波形を図 2-17 に示す。図 2-17 に示す変位波形は JMA KOBE NS 1995 波の加速度記録を変位波形に変換し、最大変位が 60mm となるように倍率調整したものである。

ランダム波応答確認試験の結果として荷重－変位関係を図 2-18 に示す。試験の結果、ランダム波入力時においても粘弾性体ばね、摩擦機構の履歴曲線は安定しており、摩擦機構は摩擦力の設計値である 250kN で安定して作動していることを確認した。

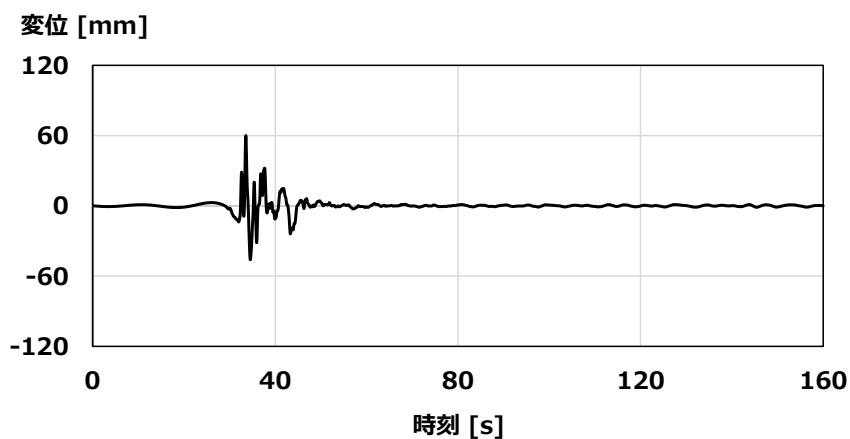


図 2-17 変位－時刻関係：JMA KOBE NS 1995、最大変位 60mm

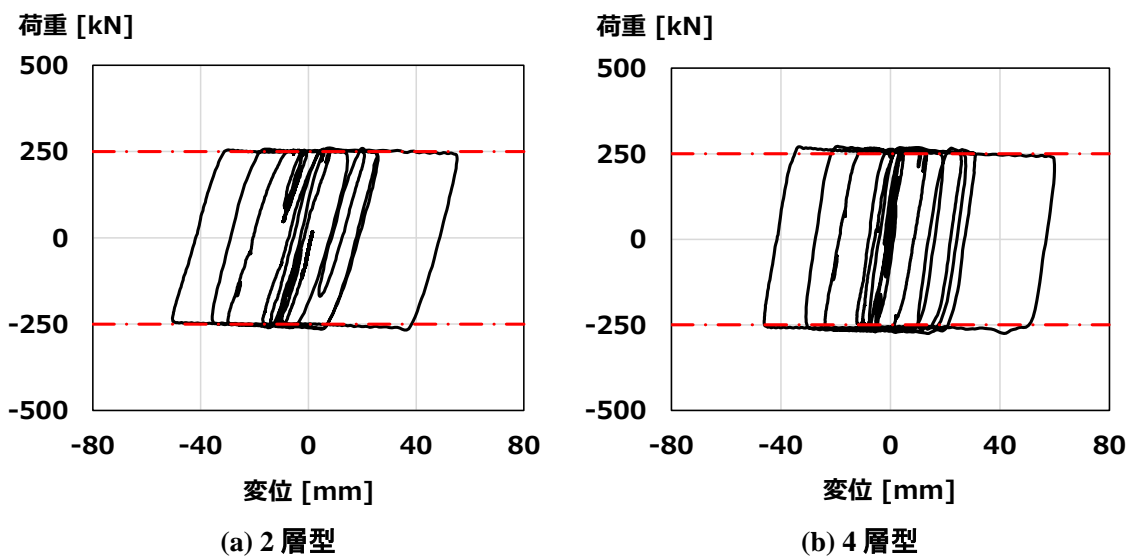


図 2-18 荷重－変位関係：ばね部ユニットランダム波加振試験

2.5 剛性付加機能を有するオイルダンパーの性能確認試験

本節では、ばね付オイルダンパーの基本特性を確認するために実施した加振試験の結果を示す。

2.5.1 試験体の仕様

本試験では、試験体として表 2-1 に示した 2 種類の仕様のばね付オイルダンパーのうち、低剛性（2 層）型のばね部ユニットに最大荷重 250kN のオイルダンパーを組み合わせたものを用いた。また、使用する試験機の最大荷重が 500kN であったため、ばね付オイルダンパー全体から発生する最大荷重が 375kN となるように、摩擦機構が作動する際の摩擦力を 125kN に設定した。試験体の仕様を表 2-16 に示す。また、本試験を実施する前に、オイルダンパー単体の特性を確認するための予備試験を実施した。試験では周期 4 秒（1 次減衰係数領域）、1 秒（リリース後の 2 次減衰係数領域）の正弦波を入力した。予備試験の結果として、最大荷重と速度のプロットを図 2-19 に示す。なお、速度は試験時の最大振幅から式(2-1) ⁸⁾を用いて算出した。図 2-19 の荷重－速度関係から、オイルダンパー部は表 2-16 に示す設計値と概ね同等の特性であることが確認できる。また、粘弾性体ばね部の特性を確認するための予備試験として、オイルダンパー部のオイルを抜き、摩擦機構の高力ボルトを固く締め付けた状態ではばね付オイルダンパーの試験体を用いて強制変位による静的試験を行い、粘弾性体ばね部の荷重変位関係を確認した。引張方向、圧縮方向の試験結果および各方向の試験結果を平均して求めた荷重変位曲線を図 2-20 に示す。図 2-20 を見ると、粘弾性体ばね部には変位依存性があることが確認できる。また、粘弾性体ばねは 10mm 変形時の剛性が 25kN/mm となるように設計しているため、粘弾性体ばねの剛性は概ね設計値通りであることが確認できる。

表 2-16 ばね付オイルダンパーの仕様

ばね付 オイルダンパー	最大荷重 [kN]		375
	最大ストローク [mm]		±80
	オイルダンパー	最大荷重 [kN]	250
		最大速度 [mm/s]	150
		リリース荷重 [kN]	200
		リリース速度 [mm/s]	32
		一次減衰係数 [kNs/mm]	6.25
		二次減衰係数 [kNs/mm]	0.42
		剛性 [kN/mm]	140
	ばね部ユニット	剛性 [kN/mm]	25
最大変位（ばね） [mm]		5	
摩擦力 [kN]		125	

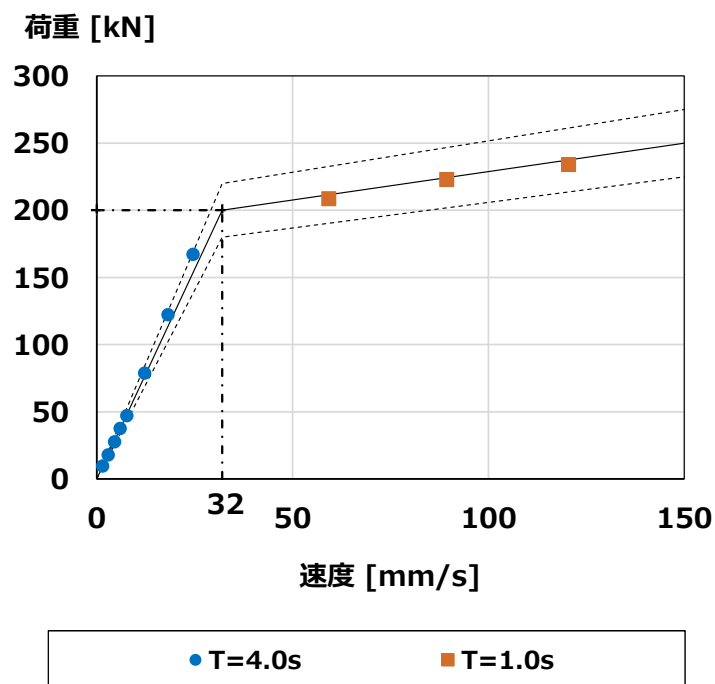


図 2-19 オイルダンパー単体性能試験結果

※黒の実線は設計仕様、黒の点線は設計仕様の±10%を示す

$$\dot{u}_{d,max} = u_{d,max} \cdot \omega = 2 \cdot \pi \cdot u_{d,max} \cdot f \quad (2-1)$$

ただし、 $\dot{u}_{d,max}$: 最大速度 [mm/s]、 $u_{d,max}$: 最大振幅 [mm]、 ω : 円振動数 [rad/s]、 f : 振動数 [Hz]である。

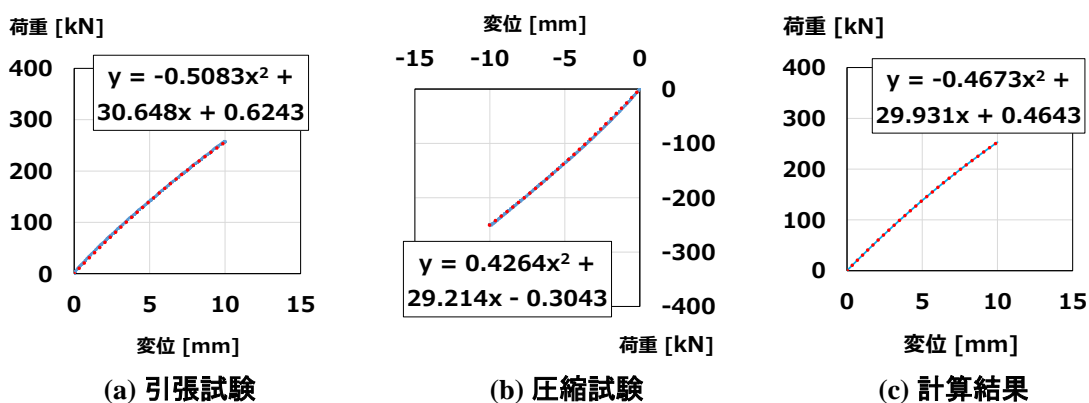


図 2-20 荷重－変位関係：粘弾性体ばね、静的載荷

2.5.2 試験概要

図 2-21、図 2-22 のようにばね付オイルダンパーを振動試験機に取り付け、強制変位による加振試験を実施した。振動試験機の仕様は、最大加振力 600kN、可動ストローク ±125mm、加振振動数 0.1Hz から 33Hz、最大速度 72cm/s であり、ばね付オイルダンパーと試験機は試験治具を介して接続した。測定器具は図 2-23、図 2-24 のように配置した。ばね付オイルダンパーに入力される変位はレーザー変位計を用いて測定し、ばね付オイルダンパーの機構全体から発生する荷重は試験機に搭載されているロードセルを用いて測定した。また、ひずみゲージを図 2-23、図 2-24 で示すようにオイルダンパーに接続された鋼管に貼り付け、ひずみゲージの出力値からオイルダンパー部で発生する荷重を測定した。ばね部ユニットから発生する荷重は、ばね付オイルダンパー全体の荷重値からオイルダンパー部の荷重値を減ずることで算出した。

ひずみゲージの出力値からオイルダンパー部の荷重を算出するための予備試験として、摩擦機構の高力ボルトを緩め、オイルダンパー部のみから荷重が発生する状態で周期 1 秒、振幅 2.5mm の正弦波を入力した試験を行い、ひずみゲージの出力値をロードセルの出力値に換算するための変換係数を求めた。なお、測定データのサンプリング周波数は 500Hz とし、100Hz のローパスフィルター処理を行った。また、図 2-24 に示すように向かい合うひずみゲージ同士でブリッジ回路を組み、曲げひずみの影響が除去できるように測定を行った。図 2-25 にロードセルの荷重-ひずみ関係を示す。図 2-25 の関係において、ロードセルの出力値である荷重値とひずみゲージの出力値であるひずみ値の関係が線形の関係であることが確認できる。したがって、ひずみゲージからの出力は、軸方向の荷重以外の要素である自重による曲げひずみによる影響が除去されていると考えられるため、図 2-25 の 1 次関数の傾きの値を変換係数とし、ひずみゲージの出力値に変換係数を乗じて算出した荷重値をオイルダンパーから発生する荷重とした。なお、図 2-25 中の式の定数項はロードセルおよびひずみゲージの初期値にのみ関係するものであるため無視している。

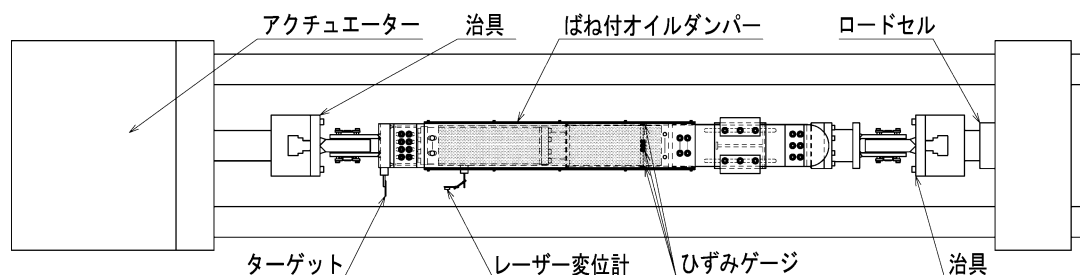


図 2-21 試験体と計測機器の配置

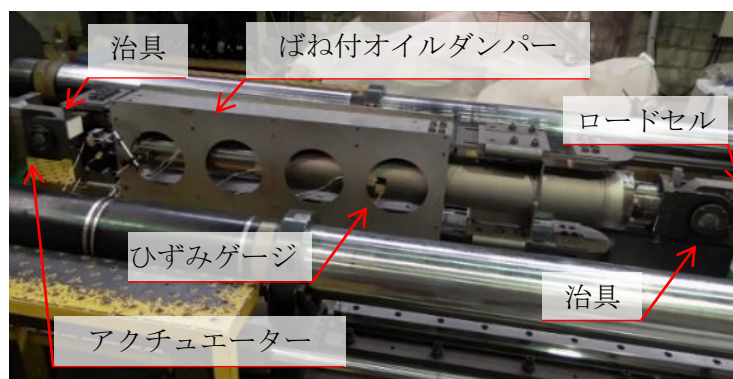


図 2-22 試験状況

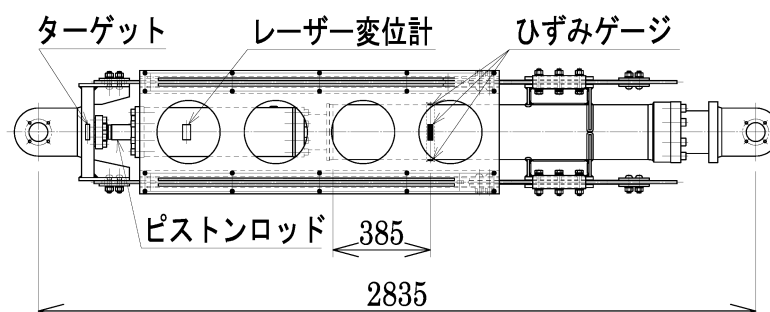


図 2-23 計測装置の配置と寸法

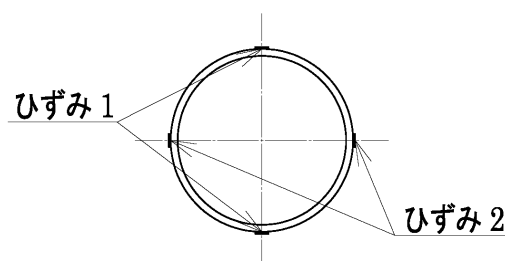


図 2-24 ひずみゲージ配置

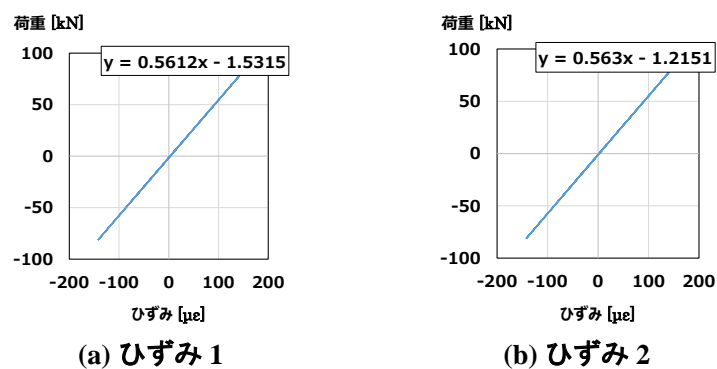


図 2-25 荷重－ひずみ関係

2.5.3 正弦波加振試験

本試験では、2.4.3 項の粘弾性体ばね基本特性確認試験で示した図 2-8 のような漸増域 1 サイクル、漸減域 1 サイクルを含む合計 5 サイクルの正弦波加振を行い、ばね付オイルダンパーの基本特性を確認する。試験結果の評価は、3 サイクル目の正弦波 1 波分のデータを抽出したものをを用いて行う。なお、測定したデータについては、スムージング（移動平均）は行っていない。試験条件は、表 2-17 に示す通りであり、測定データのサンプリング周波数は、1 波形あたりのデータ数が 400 個から 500 個となるように加振周期毎に 100Hz から 2kHz とした。また、全ての測定データには 100Hz のローパスフィルター処理を行った。

表 2-17 試験条件：正弦波加振試験

周期 [s]	振幅 [mm]					
	1	2.5	5	10	20	30
0.25	○	○	○	—	—	—
0.5	○	○	○	○	—	—
1	○	○	○	○	○	—
2	○	○	○	○	○	○
4	○	○	○	○	○	○

正弦波加振試験の結果として、正弦波の中央 1 波の荷重—変位関係を図 2-26 から図 2-30 に示す。以後の図表内における B.O.D.、O.D.、S.U.は、それぞればね付オイルダンパー（B.O.D.）、オイルダンパー（O.D.）、ばね部ユニット（S.U.）を表す。また、それぞれの図において、(a)はばね付オイルダンパー全体の荷重、(b)はオイルダンパー部の荷重、(c)はばね部ユニットの荷重である。なお、(c)の図中には摩擦機構が作動する摩擦力 125kN を長鎖線で示している。また、ばね付オイルダンパー全体とオイルダンパー部の履歴曲線の重ね描きを図 2-31 から図 2-33 に示し、ばね付オイルダンパーとオイルダンパー部のエネルギー吸収量とばね付オイルダンパーに対するオイルダンパー部のエネルギー吸収量の割合をまとめたものを表 2-18 に示す。

図 2-26 から図 2-30 の荷重—変位関係からは、正弦波加振時においてオイルダンパー部は、通常のオイルダンパーで見られるように 1 次減衰係数領域では楕円、2 次減衰係数領域では平行四辺形に近い履歴曲線を示すことがわかる。ばね部ユニットは、摩擦機構が作動するまでの振幅 5mm 以下において、周期 1 秒、4 秒の試験条件では、ほぼ線形の特性を示すものの、周期 0.25 秒の試験条件では、粘弾性体特有の楕円の履歴曲線を示すことが確認できる。また、摩擦機構が作動する振幅 5mm を超える条件では、設定した摩擦力である 125kN ですべての試験条件において加振周期、振幅に関係なく安定して摩擦機構が作動し

ていることがわかる。図 2-31 から図 2-33 のばね付オイルダンパーとオイルダンパー部の履歴曲線の重ね描きからは、ばね付オイルダンパーの履歴曲線は、振幅 5mm 以下では、オイルダンパー部の履歴曲線を、粘弾性体ばね部の剛性分右肩上がりにしたような形状であり、振幅 5mm を超える条件では、オイルダンパー部の履歴曲線を、摩擦機構の摩擦力分 y 軸方向に引き伸ばしたような形状であることが確認できる。また、表 2-18 からは、ばね付オイルダンパー全体のエネルギー吸収量に対するオイルダンパー部のエネルギー吸収量の割合は、摩擦機構が作動するまでの振幅 5mm 以下の試験条件では、70%から 90%程度であり、摩擦機構が作動した後の振幅 5mm を超える試験条件では 50%から 70%程度であることが確認できる。よって、振幅 5mm 以下では、粘弾性体ばね部によってばね付オイルダンパー全体に対して 10%から 30%程度のエネルギーが吸収されており、振幅 5mm を超える条件では、粘弾性体ばねと摩擦機構によって全体の 30%から 50%程度のエネルギーが吸収されていることがわかる。

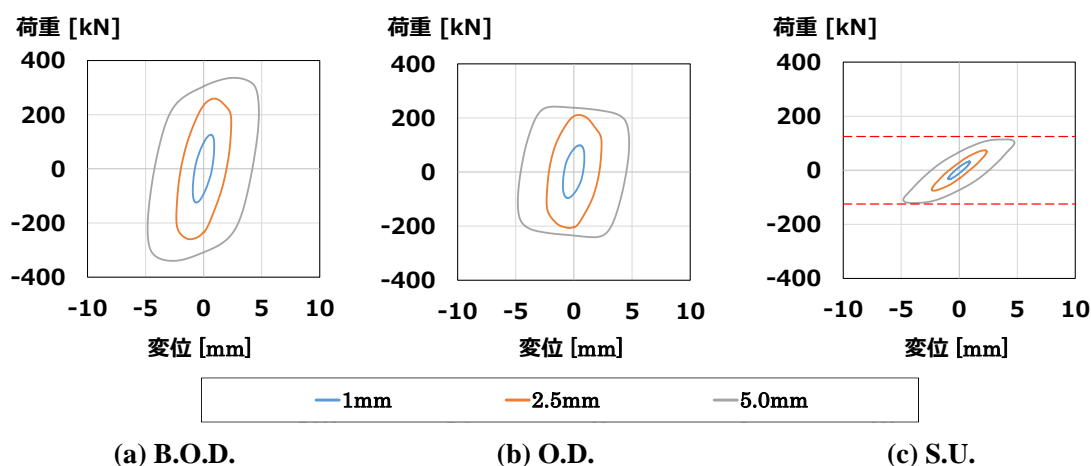


図 2-26 荷重—変位関係：正弦波加振試験、周期 0.25 秒

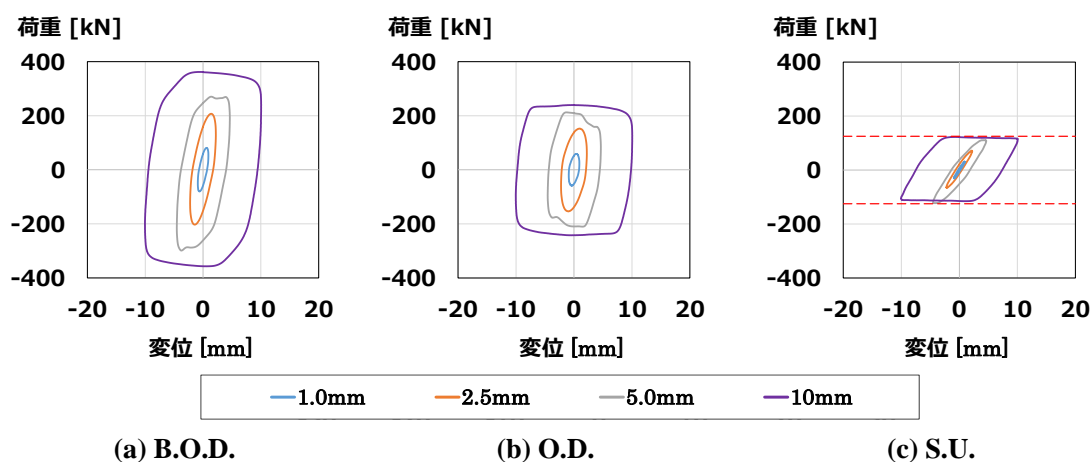


図 2-27 荷重—変位関係：正弦波加振試験、周期 0.5 秒

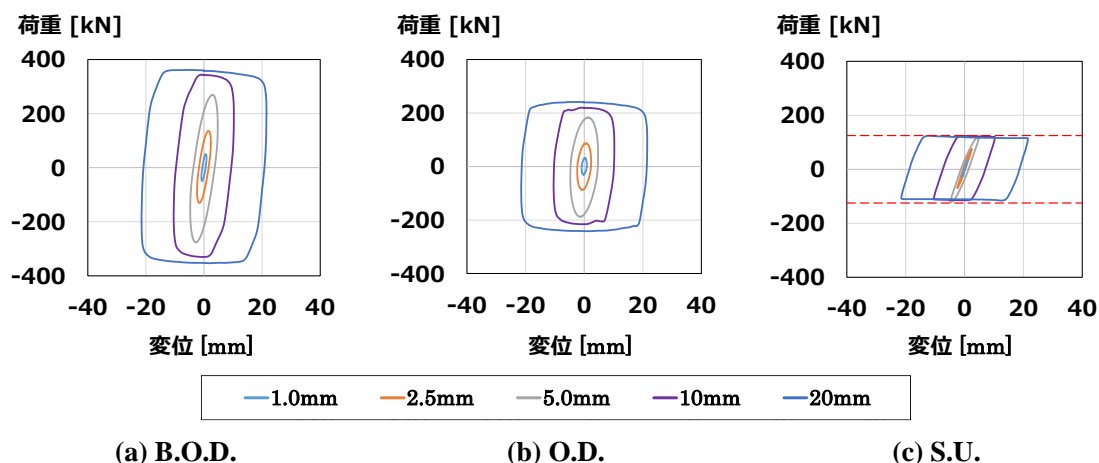


図 2-28 荷重－変位関係：正弦波加振試験、周期 1 秒

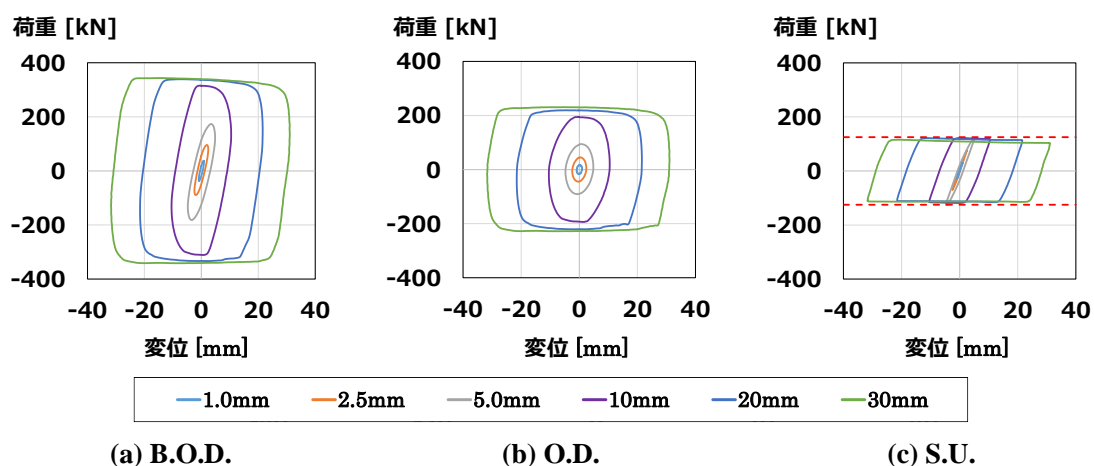


図 2-29 荷重－変位関係：正弦波加振試験、周期 2 秒

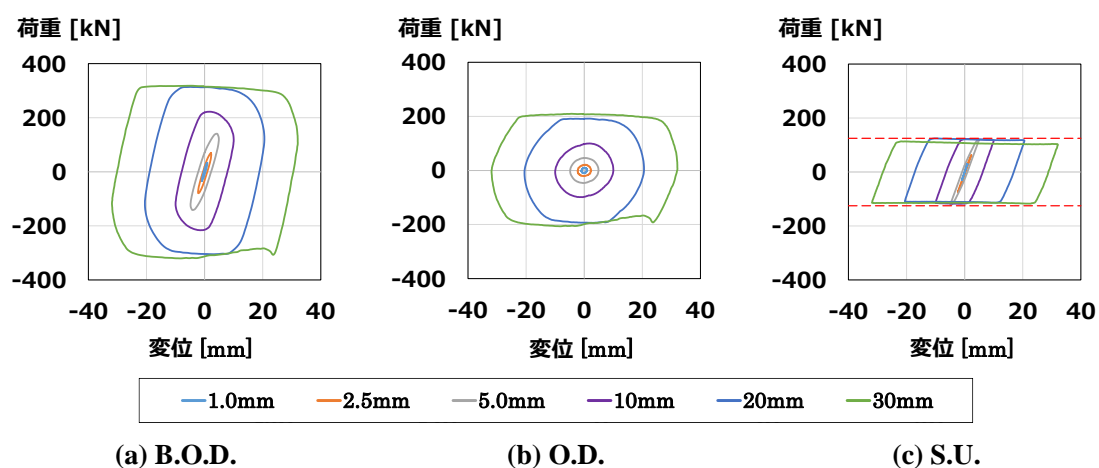


図 2-30 荷重－変位関係：正弦波加振試験、周期 4 秒

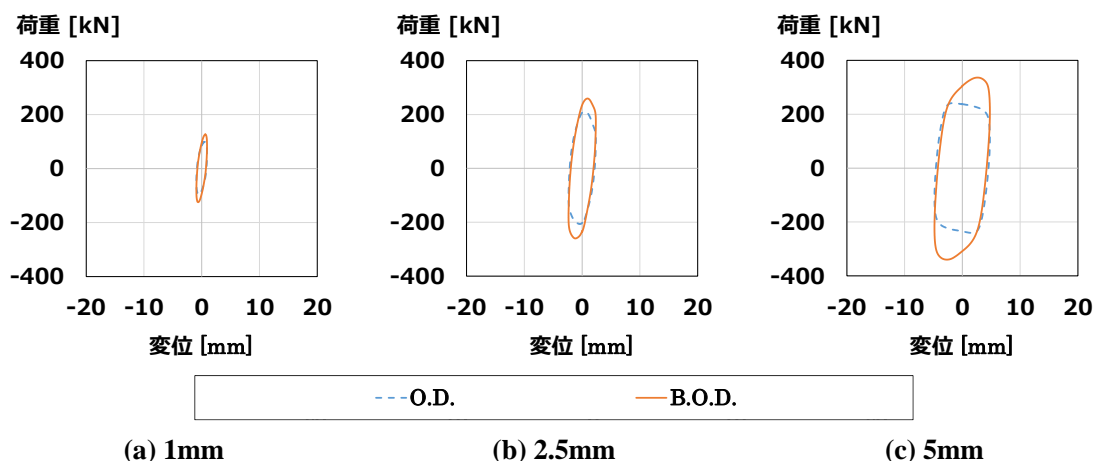


図 2-31 荷重—変位関係重ね描き：正弦波加振試験、周期 0.25 秒

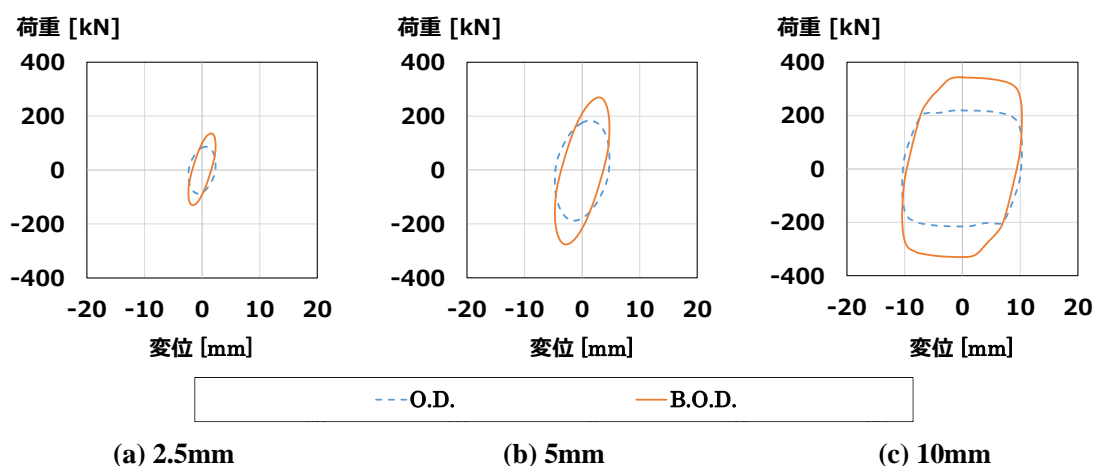


図 2-32 荷重—変位関係重ね描き：正弦波加振試験、周期 1 秒

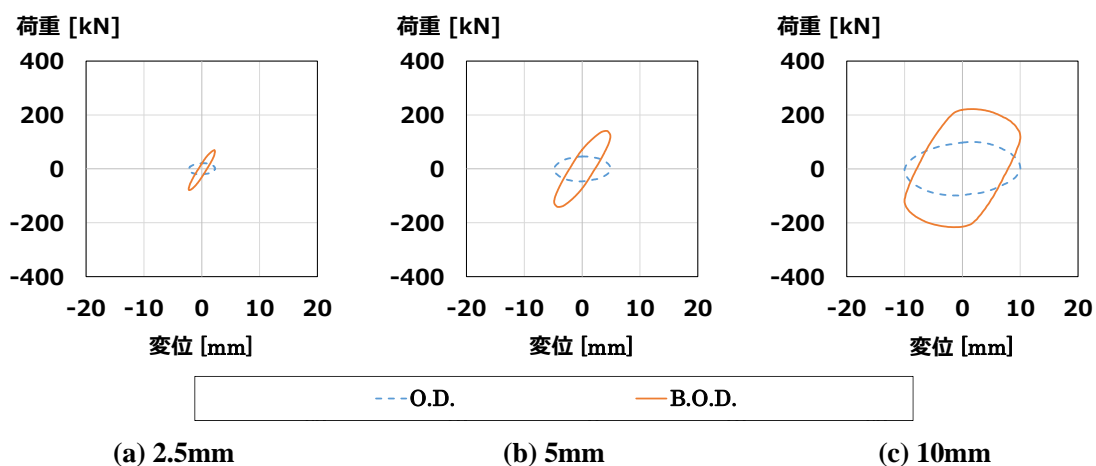


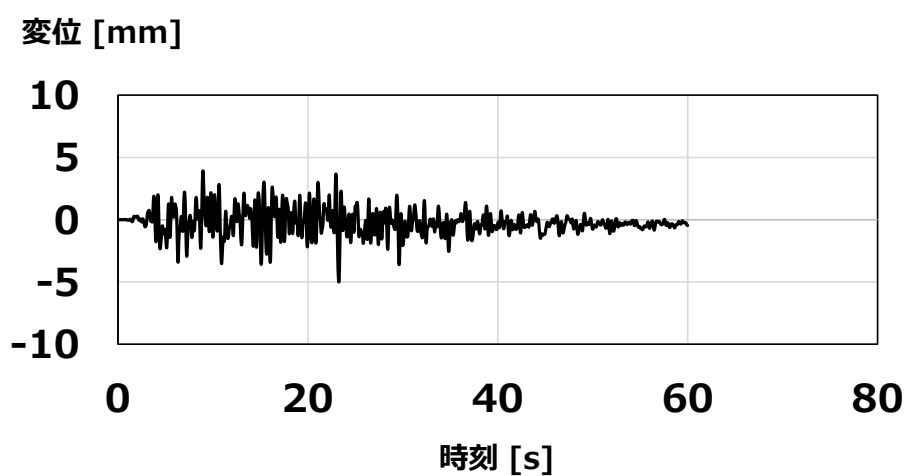
図 2-33 荷重—変位関係重ね描き：正弦波加振試験、周期 4 秒

表 2-18 エネルギー吸収量：正弦波加振試験

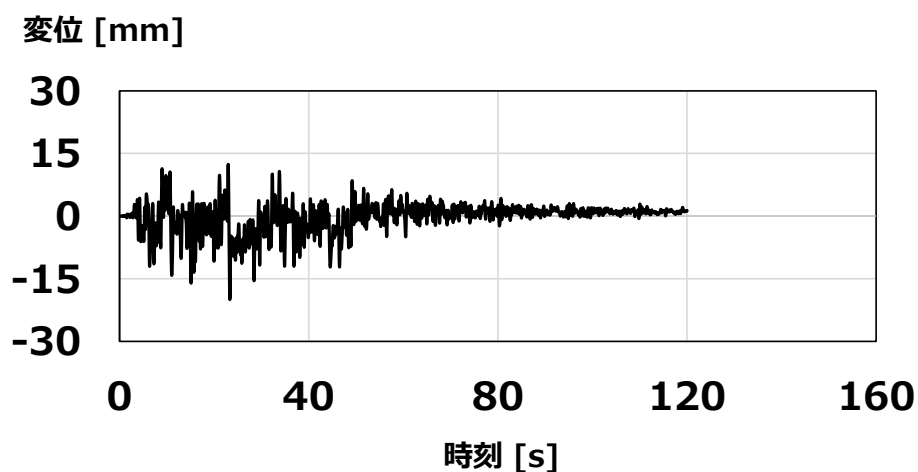
周期 [s]	振幅 [mm]	O.D. [kN・m]	B.O.D. [kN・m]	O.D./B.O.D.[%]
0.25	1	0.249	0.283	88.0
	2.5	1.452	1.663	87.3
	5	3.918	4.892	80.1
0.5	1	0.153	0.172	89.1
	2.5	0.992	1.111	89.3
	5	3.114	3.711	83.9
	10	8.789	12.120	72.5
1	1	0.081	0.091	88.9
	2.5	0.620	0.702	88.2
	5	2.657	3.146	84.5
	10	8.026	11.332	70.8
	20	19.352	27.877	69.4
2	1	0.047	0.054	87.6
	2.5	0.330	0.388	85.1
	5	1.355	1.719	78.8
	10	6.475	9.655	67.1
	20	17.229	25.568	67.4
	30	27.006	39.584	68.2
4	1	0.028	0.032	86.5
	2.5	0.148	0.181	81.3
	5	0.697	1.040	67.0
	10	2.999	5.896	50.9
	20	12.862	20.657	62.3
	30	23.035	35.606	64.7

2.5.4 ランダム波加振試験

本試験では、地震波のようなランダムな振動を入力した場合においても、ばね付オイルダンパーの各機構が円滑に動作するかを確認する。試験では、第4章での実際に存在する工場建屋を模擬した1質点系モデルを用いた解析から得られたBCJ-L1、BCJ-L2入力時の質点における層間変位の波形を用いており、BCJ-L1は最大振幅が5mm、BCJ-L2は最大振幅が20mmとなるように波形を調整した。それぞれの試験条件で用いた変位波形を図2-34に示す。



(a) BCJ-L1



(b) BCJ-L2

図 2-34 1 質点系モデルでの解析から得られた層間変位波形

第2章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの構成および特性

ランダム波加振試験の結果として、荷重－変位関係を図 2-35、図 2-36 に示す。また、ばね付オイルダンパーとオイルダンパー部のエネルギー吸収量とばね付オイルダンパーに対するオイルダンパー部のエネルギー吸収量の割合をまとめたものを表 2-19 に示す。

図 2-35、図 2-36 の荷重－変位関係を見ると、ばね付オイルダンパーの摩擦機構がランダムな入力に対しても円滑に動作し、安定していることが確認できる。表 2-19 からは、ばね付オイルダンパー全体のエネルギー吸収量に対するオイルダンパー部のエネルギー吸収量の割合は、摩擦機構が作動するまでの振幅 5mm の試験条件では、85%程度であり、摩擦機構が作動した後の振幅 20mm の試験条件では 20%程度であることが確認できる。

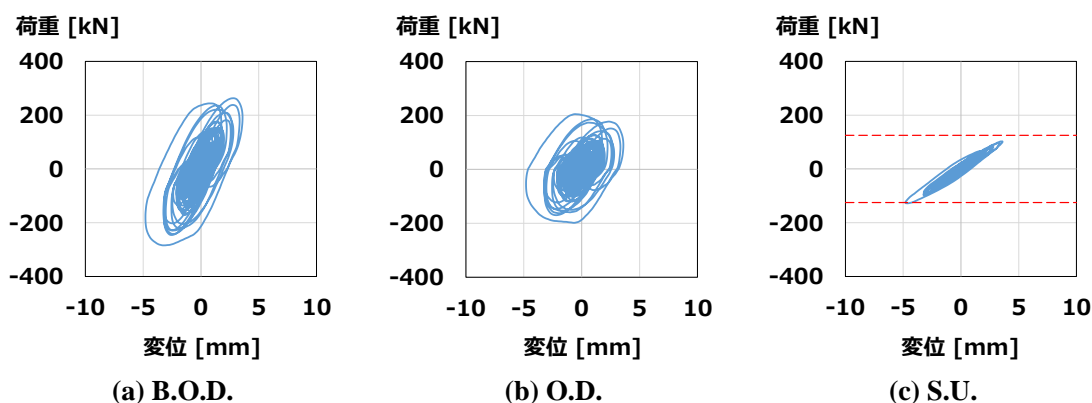


図 2-35 荷重－変位関係：ランダム波加振試験、BCJ-L1、最大振幅 5mm

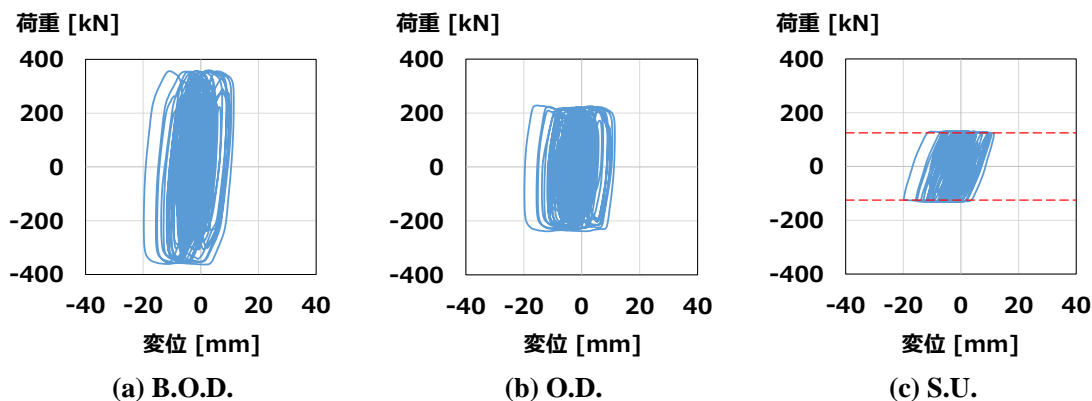


図 2-36 荷重－変位関係：ランダム波加振試験、BCJ-L2、最大振幅 20mm

表 2-19 エネルギー吸収量：ランダム波加振試験

振幅 [mm]	O.D. [kN・m]	B.O.D. [kN・m]	O.D./B.O.D.[%]
5	20.588	23.732	86.8
20	215.407	269.743	79.9

2.6 まとめ

本章では、ばね付オイルダンパーの構成と単体性能試験の結果について示し、ばね付オイルダンパーの基本特性や各種依存性、繰り返し耐久性を確認した。

まず 2.2 節では、ばね付オイルダンパーの構成について述べた。ばね付オイルダンパーはオイルダンパーを中央に配置し、その両側面に粘弾性体ばねと摩擦機構を組み合わせたユニットを接続した剛性付加機能を有する制振装置であることを示した。

次いで 2.3 節では、旧耐震基準によって設計された鉄骨造の工場や倉庫を用途とするような剛性が低い建物を補強する場合において、従来のブレース材とオイルダンパーを併用して補強する場合に比べてばね付オイルダンパーを用いて補強する場合は補強箇所の削減が期待でき、補強後も工場の開口部を多く残すことが可能であることを示した。また、補強箇所が少なくなることにより、補強部材のコストを削減するだけでなく、補強箇所の柱梁、基礎梁等の補強に要するコストも削減することができることも示した。

2.4 節では、オイルダンパーのオイルを抜いた状態でばね付オイルダンパーの試験を行うことで、粘弾性体ばねと摩擦機構を組み合わせたユニットであるばね部ユニット単体の性能を確認した。様々な周期の正弦波を用いた試験を行うことで、ばね部ユニットが設計値に近い性能を示していること、振幅や速度の影響によって性能が大きく変動しないことを確認した。また、大地震発生時を想定した繰り返し入力や日常風レベル程度の小振幅での振動や中小地震を想定した繰り返し入力による耐久性試験を行うことで、ばね部ユニットの耐久性が十分であることを確認した。また、ランダム波による加振を行い、地震波のようなランダム波入力時においてばね部ユニットが円滑に作動することを確認した。

最後に 2.5 節では、試験機の仕様に合わせて性能を調整したばね付オイルダンパーの性能試験を行い、ばね付オイルダンパー全体としての性能を確認した。剛性付加という目的で用いている粘弾性体の減衰によるエネルギー吸収量は日常風レベル程度の小振幅での振動や中小地震相当の振動では、ばね付オイルダンパー全体の 10% から 30% のエネルギー吸収量を占めていることを確認した。

第3章

剛性付加機能を有するオイルダンパー の解析モデル

3.1 はじめに

本章では、ばね付オイルダンパーの解析モデルを示し、2.5節の試験結果と解析結果との比較を示す。まず、3.2節でばね付オイルダンパーの解析モデルについて述べる。次いで3.3節では、2.5節で示した試験結果と、試験結果の変位波形と提案する解析モデルを用いて計算した解析結果とを比較することで、解析モデルの妥当性を示す。

3.2 剛性付加機能を有するオイルダンパーの解析モデル

本節では、ばね付オイルダンパーの解析モデルについて述べる。3.2.1項ではオイルダンパーを Maxwell モデル、粘弾性体ばねを線形ばね、摩擦機構を摩擦要素としてモデル化した簡易計算モデルの計算方法について述べる。3.2.2項では簡易計算モデルにおいて粘弾性体ばねを線形ばねとモデル化していたものを、Voigt モデルとしてモデル化することで、粘弾性体ばねの粘性の影響を考慮した改良モデルの計算方法について述べる。

3.2.1 簡易計算モデル

ばね付オイルダンパーは図 3-1 のように Maxwell モデルと非線形ばね（ばねモデルと摩擦モデル）で表されることが、既往の論文²⁵⁾で示されている。

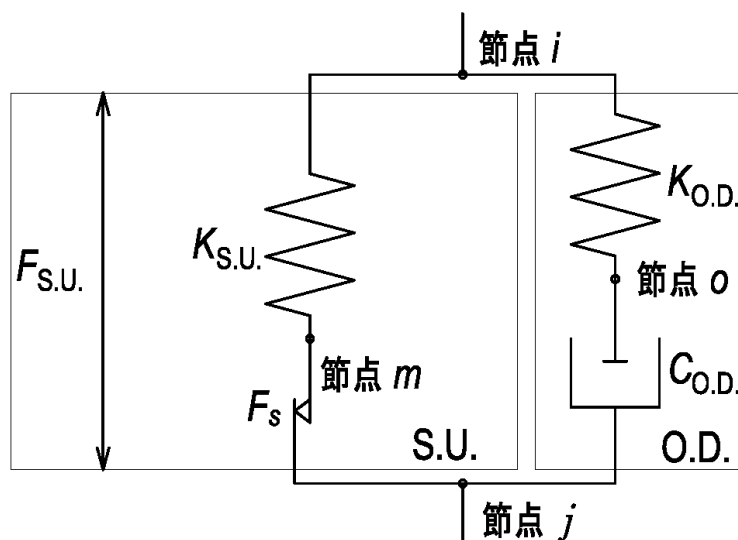


図 3-1 ばね付オイルダンパーの解析モデル：簡易計算モデル

ばねと図 3-2 に示すようなバイリニア型の減衰特性を有するダッシュポットを直列につなげた Maxwell モデルの計算方法は既往の論文²⁷⁾において、以下のように求められている。この計算方法の特長は、数値計算に必要な入力データが少なく、解析時間の時間刻み Δt が十分小さい場合、時刻 t の速度について、変位差を時間刻みで割って求めることにより近似するため、複雑な計算をしなくて良いことである。本解析手法は、時間刻み 0.01 秒以下では十分な精度を有していることが確認されている²⁷⁾。

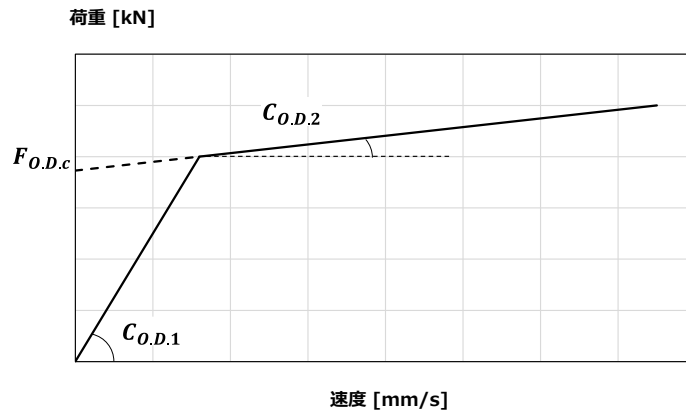


図 3-2 ダッシュポットの荷重－速度関係

Maxwell 要素力の算出方法について以下に述べる。まず、連結点 O における力のつり合いを求める。以降の式において、 u は相対変位、 v は相対速度を表す。ばねによる弾性力 $F_{k O.D.}$ とダッシュポットによる粘性力 $F_{c O.D.}$ を用いると、Maxwell 要素力 $F_{O.D.ij}$ は次式で表される。

$$F_{k O.D.} = F_{c O.D.} = F_{O.D.ij} \quad (3-1)$$

ばね力 F_k は Maxwell 要素間の相対変位 u_{ij} とダッシュポット間の相対変位 u_{oj} を用いて次式で求まる。

$$F_{k O.D.} = K_{O.D.}(u_{ij} - u_{oj}) \quad (3-2)$$

リリース後のダッシュポットから発生する荷重は、2 次勾配である $C_{O.D.2}$ と荷重の軸との交点での荷重値 $F_{O.D.c}$ を用いて次式で表される。

$$F_{c O.D.} = C_{O.D.2}v_{oj} + F_{O.D.c} \quad (3-3)$$

よって転結点 O のつり合い条件は式(3-1)に式(3-2)、式(3-3)を代入し、次のようになる。

$$K_{O.D.}(u_{ij} - u_{oj}) = C_{O.D.2}v_{oj} + F_{O.D.c} \quad (3-4)$$

時間刻み Δt が十分小さい場合、時刻 t の速度を $t - \Delta t$ から t までの平均速度で近似すれば、時刻 t の速度は次式で仮定できる。

$${}^t v_{oj} = \frac{\Delta^t u_{oj}}{\Delta t} \quad (3-5)$$

ここで ${}^t v_{oj}$ は時刻 t のダッシュポット間の相対速度であり、 $\Delta^t u_{oj}$ は時刻 t におけるダッシュポット間の相対変位の増分を表す。式(3-5)を式(3-4)に代入すると次式が得られる。

$$K_{O.D.}({}^t u_{ij} - {}^t u_{oj}) = C_{O.D.2} \left(\frac{\Delta^t u_{oj}}{\Delta t} \right) + F_{O.D.c} \quad (3-6)$$

また、時刻 t の相対変位を時刻 $t - \Delta t$ と増分の和で表すと次式となる。

$${}^t u_{oj} = {}^{t-\Delta t} u_{oj} + \Delta^t u_{oj} \quad (3-7)$$

式(3-7)を用いて式(3-6)を $\Delta^t u_{oj}$ についてまとめると次式となる。

$$\Delta^t u_{oj} = \frac{K_{O.D.}({}^t u_{ij} - {}^{t-\Delta t} u_{oj}) - F_{O.D.c}}{\frac{C_{O.D.2}}{\Delta t} + K_{O.D.}} \quad (3-8)$$

式(3-8)を式(3-7)に代入して求めた $\Delta^t u_{oj}$ を式(3-2)に代入することでばね力が求まり、Maxwell 要素力を求めることができる。

次に、ばね付オイルダンパーに変位が与えられたときにダンパーから発生する荷重を簡易計算モデルで算出するための数値計算アルゴリズムを、図 3-3 に示すフローチャートに沿って説明する。

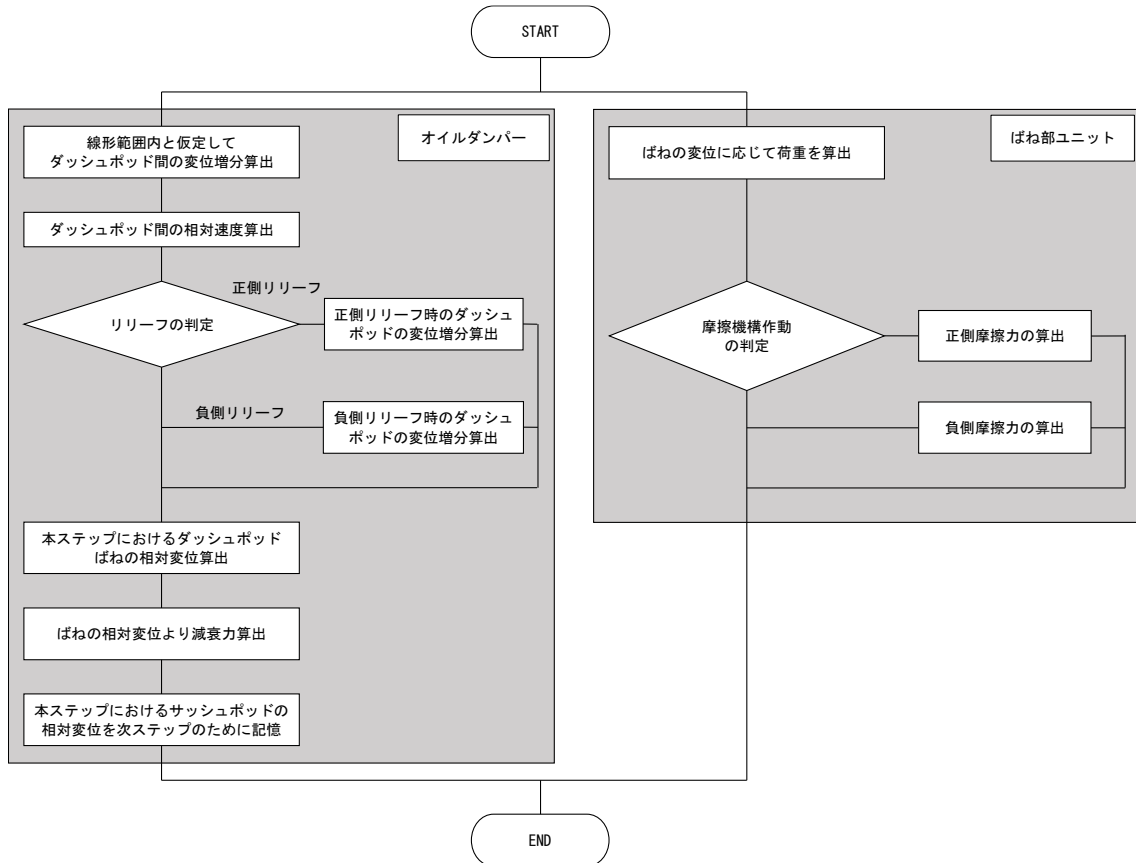


図 3-3 ばね付オイルダンパーの数値計算のフローチャート：簡易計算モデル

まず、オイルダンパー部については、ダンパー間の相対変位 ${}^t u_{ij}$ と前ステップのダッシュポット間の相対変位 ${}^{t-\Delta t} u_{oj}$ を用いて線形範囲内（リリース前）におけるダッシュポット間の変位増分 $\Delta {}^t u_{oj}$ を算出する。これは式(3-8)の $C_{0,D,2}$ を $C_{0,D,1}$ に置き換え、 $F_{0,D,c}$ をゼロとした次式により求まる。

$$\Delta {}^t u_{oj} = \frac{K_{0,D}({}^t u_{ij} - {}^{t-\Delta t} u_{oj})}{\frac{C_{0,D,1}}{\Delta t} + K_{0,D}} \quad (3-9)$$

次いで式(3-9)を式(3-5)に代入してダッシュポット間の相対速度 v_{oj} を算出し、リリース判定を行う。この速度が正側のリリース速度を上回る場合はダッシュポット間の相対変位増分を式(3-8)により算出し直し、負側のリリース速度を下回る場合には式(3-8)において $F_{0,D,c}$ を $-F_{0,D,c}$ に置き換えた次式を用いて算出し直す。

$$\Delta^t \mathbf{u}_{oj} = \frac{K_{O.D.}({}^t \mathbf{u}_{ij} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{u}_{oj}) + F_{O.D.c}}{\frac{C_{O.D.2}}{\Delta t} + K_{O.D.}} \quad (3-10)$$

こうして求めた $\Delta^t \mathbf{u}_{oj}$ を式(3-7)に代入し、ダッシュポット間の相対変位 \mathbf{u}_{oj} 、ならびにばね間の相対変位 \mathbf{u}_{oi} を算出する。その後、ばね間の相対変位にオイルダンパーの剛性 $K_{O.D.}$ を乗ずることでオイルダンパーから発生する荷重を算出する。

ばね部ユニットは、摩擦機構が動くまでは荷重-変位関係において線形の履歴を示し、摩擦機構が動き始める摩擦力が F_s に達した後は一定の荷重を保ったまま変位が増加する。よって、ばね部ユニットで発生する荷重は以下の式の通りとする。

$$F_{bij} = \begin{cases} K_{S.U.} \cdot \mathbf{u}_{ij} & (|K_{S.U.} \cdot \mathbf{u}_{im} + C_{S.U.} \cdot \dot{\mathbf{u}}_{im}| \leq F_s) \\ F_s \text{sgn}(\dot{\mathbf{u}}_{mj}) & (|K_{S.U.} \cdot \mathbf{u}_{im} + C_{S.U.} \cdot \dot{\mathbf{u}}_{im}| \geq F_s) \end{cases} \quad (3-11)$$

3.2.2 改良モデル

2.5 節のばね付オイルダンパーの試験結果において、振幅 5mm 以下では粘弾性体ばね部によってばね付オイルダンパー全体に対して 10%から 30%程度のエネルギーが吸収されていることを確認した。よって、粘弾性体ばねの解析モデルを線形ばねモデルから Voigt モデルにすることで、ばね部ユニットの粘弾性体の粘性の影響を考慮する。図 3-4 にばね付オイルダンパーの改良モデルを示す。

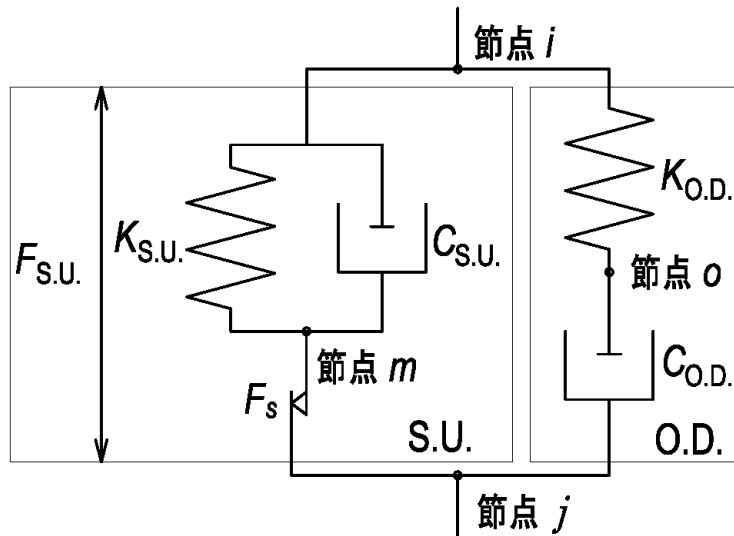


図 3-4 ばね付オイルダンパーの解析モデル：改良モデル

図 3-4 のようにばね部ユニットの解析モデルは Voigt モデルと摩擦モデルを組み合わせたモデルで表されている。よって、オイルダンパーの計算方法と同様に求めた i, j 節点間の速度を用いてダッシュポットから発生する荷重を求め、ばねから発生する荷重と足し合わせる。そして、足し合わせた荷重が摩擦力を上回っていた場合、摩擦モデルにより、一定の荷重が保持される。よって、ばね部ユニットで発生する荷重は以下の通りとなる。また、図 3-5 に数値計算のフローチャートを示す。

$$F_{S.U.} = \begin{cases} K_{S.U.} \cdot u_{ij} + C_{S.U.} \cdot \dot{u}_{oj} & (|K_{S.U.} \cdot u_{im} + C_{S.U.} \cdot \dot{u}_{im}| \leq F_s) \\ F_s \operatorname{sgn}(\dot{u}_{pj}) & (|K_{S.U.} \cdot u_{im} + C_{S.U.} \cdot \dot{u}_{im}| \geq F_s) \end{cases} \quad (3-12)$$

第3章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの解析モデル

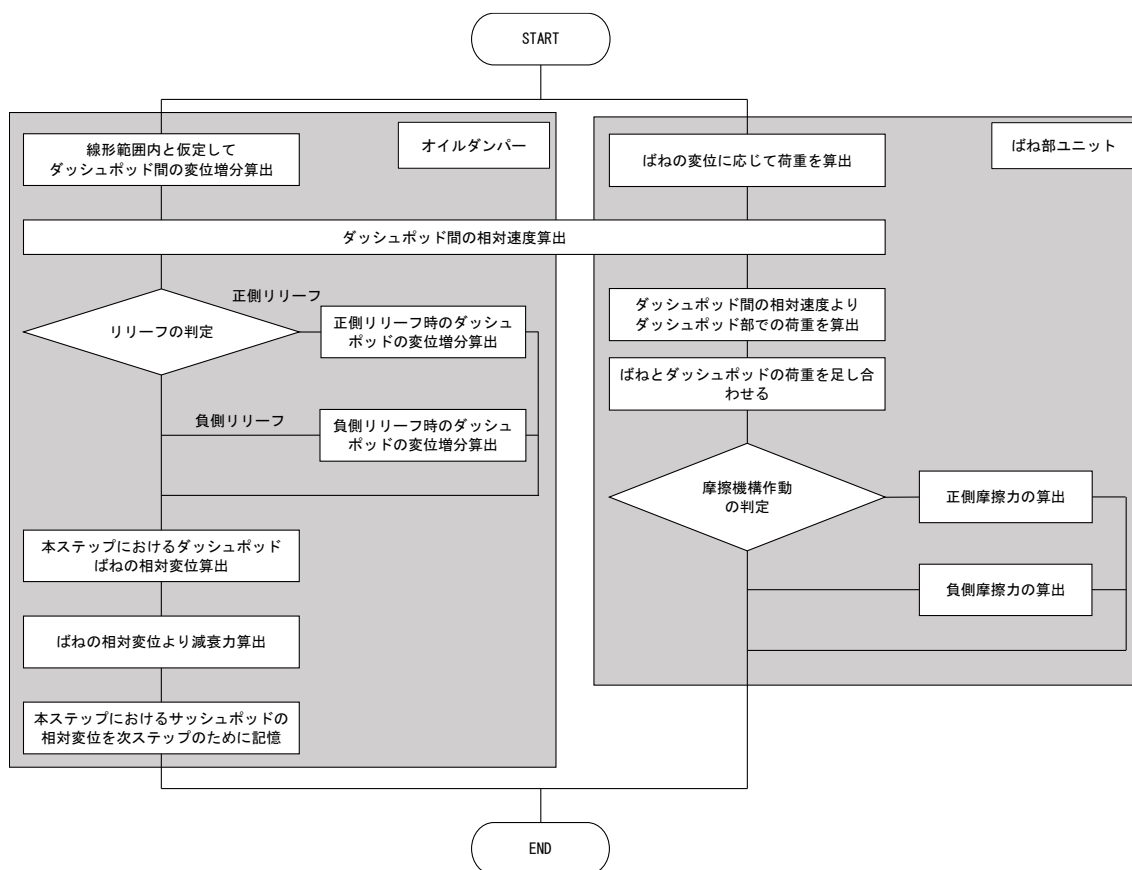


図 3-5 ばね付オイルダンパーの数値計算のフローチャート：改良モデル

3.3 剛性付加機能を有するオイルダンパーの性能確認試験における比較

2.5 節の試験結果と、2.5 節の試験結果における変位と 3.2 節で説明した簡易計算モデル、改良モデルそれぞれを用いて算出した解析結果との比較を行う。数値計算において、オイルダンパー部の各パラメータは 2.5 節の試験時のばね付オイルダンパーの仕様である表 2-16 の値を用いた。

3.3.1 正弦波加振試験

ばね部ユニット部の各パラメータは以下の方法により試験結果から算出した。摩擦要素の摩擦力は、それぞれの試験条件において摩擦機構が作動している範囲の荷重の平均値を用いた。算出した摩擦力を表 3-1 に示す。ばね部ユニットの粘弾性体ばね部に関わる線形ばねモデル、Voigt モデルの剛性は、振幅 1mm、2.5mm の試験条件では試験結果の最大変位と最大変位時の荷重から剛性を算出した。振幅 5mm の試験条件ではわずかに摩擦機構が作動していたため、表 3-1 の摩擦力と粘弾性体ばね部の予備試験で求めた図 2-20 の荷重変位曲線の近似式を用いて算出した。粘弾性体ばねは変位依存性によって剛性が変化する特性があるため、振幅 5mm の結果を用いて剛性を算出している。また、5mm より大きい振幅の試験条件では、各周期における振幅 5mm の試験条件での剛性を用いた。Voigt モデルのダッシュポットの減衰係数は摩擦機構が作動していない試験条件では、式(3-13)によって試験結果の履歴曲線が囲んだ部分の面積から求めた等価減衰係数を用いた。

$$C_{s.u.} = \frac{\Delta W}{\pi \cdot u_{max}^2 \cdot \omega} \quad (3-13)$$

ただし、 $C_{s.u.}$: ばね部ユニットの等価粘性減衰係数 [kNs/mm]、 ΔW : 1 サイクルの消費エネルギー [kN・mm]、 u_{max} : 最大振幅 [mm]、 ω : 円振動数 ($= 2\pi f$) [rad/s]である。

振幅 5mm のいくつかの試験条件では、摩擦機構が作動していたため、それぞれの周期における振幅 1mm、2.5mm の試験結果から求めた等価粘性減衰係数の値が線形的に変化すると仮定して算出した等価粘性減衰係数を用いた。なお、振幅 5mm より大きい振幅の条件では、推定値として求めた振幅 5mm での等価粘性減衰係数を用いた。上記の方法で求めた正弦波加振試験における各周期の剛性、等価粘性減衰係数を表 3-2 に示す。表 3-2 を見ると、粘弾性体ばねの変位依存性の影響により、振幅が大きくなるにつれて剛性が低くなることを確認できる。また、表 3-2 中の () 内の数値は、振幅 1mm、2.5mm の結果から推定した振幅 5mm の等価粘性減衰係数の推定値である。

表 3-1 摩擦機構の摩擦力：正弦波加振試験

試験条件		摩擦力 [kN]
振幅 [mm]	周期 [s]	
5	0.25	113.75
	0.5	116.06
	1	117.33
	2	119.68
	4	119.53
10	0.5	115.32
	1	116.84
	2	117.81
	4	117.91
20	1	114.16
	2	114.15
	4	115.11
30	2	110.16
	4	110.26

表 3-2 粘弾性体ばねの剛性と減衰係数：正弦波加振試験

試験条件		剛性 [kN/mm]	減衰係数 [kNs/mm]
周期 [s]	振幅 [mm]		
0.25	1	32.71	0.50
	2.5	29.89	0.48
	5	25.87	(0.43)
0.5	1	32.40	0.56
	2.5	30.01	0.61
	5	25.77	(0.68)
1	1	32.03	0.63
	2.5	29.62	0.75
	5	25.71	(0.93)
2	1	31.78	0.80
	2.5	29.28	0.99
	5	25.61	(1.32)
4	1	31.88	1.03
	2.5	29.66	1.33
	5	25.62	(1.85)

図 3-6 から図 3-12 に試験結果と解析結果の重ね描きを示す。さらに、粘弾性体ばね部のモデル化の違いによるエネルギー吸収量を比較するために、表 3-3 にばね部ユニットにおける試験結果とそれぞれの解析モデルを用いた解析結果から求めた正弦波 1 サイクルにおけるエネルギー吸収量を示す。また、表 3-4 には表 3-3 における試験結果と解析結果の誤差率を示す。

図 3-6 から図 3-12 の荷重－変位関係において、オイルダンパー部の解析結果は試験結果を正確に再現できていることが確認できる。

第3章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの解析モデル

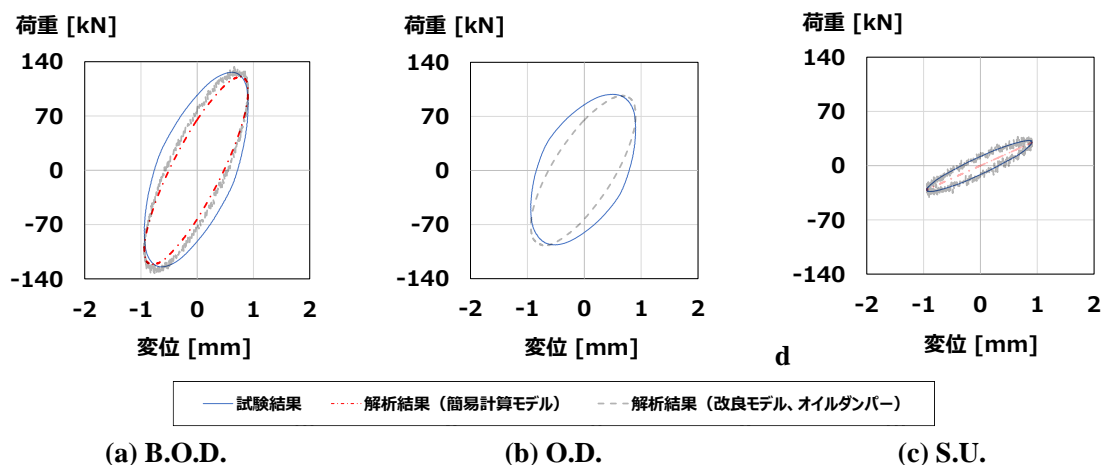


図 3-6 荷重—変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 0.25 秒、振幅 1mm

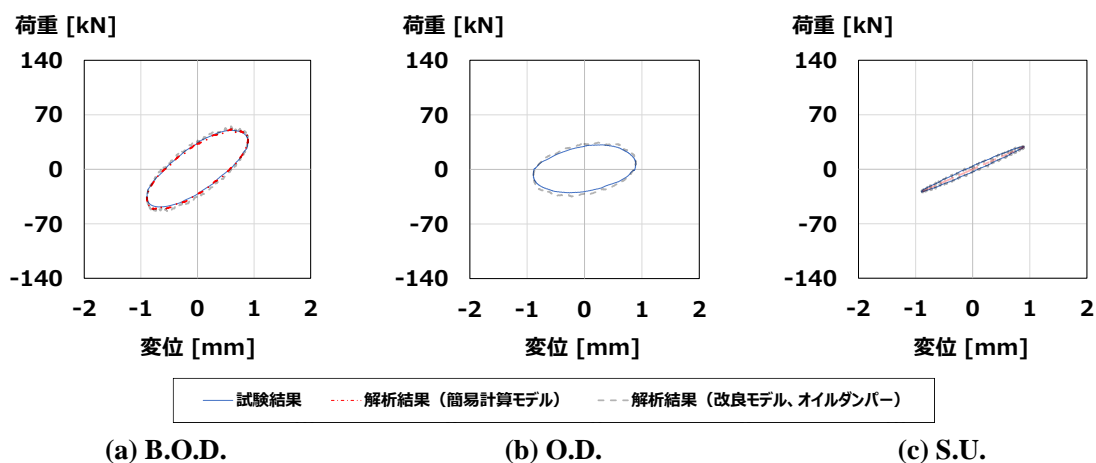


図 3-7 荷重—変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 1 秒、振幅 1mm

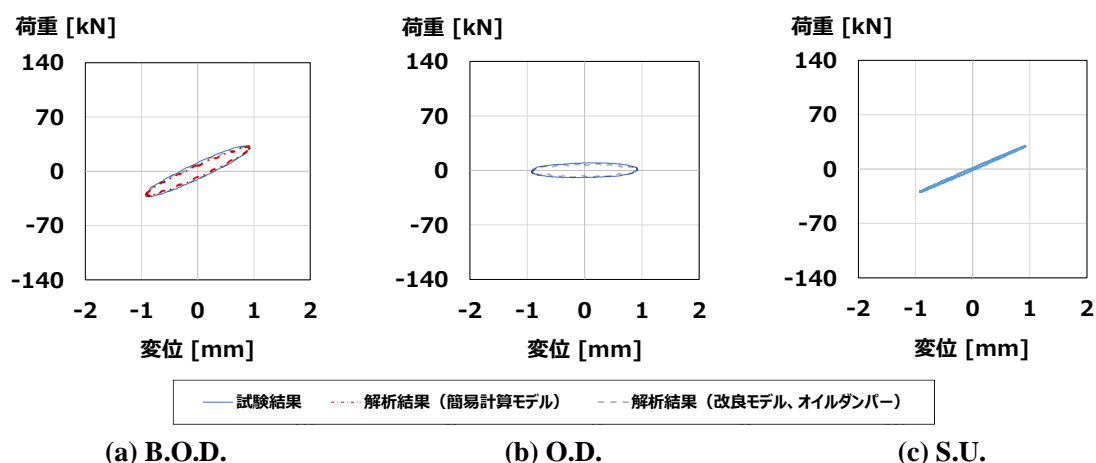


図 3-8 荷重—変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 4 秒、振幅 1mm

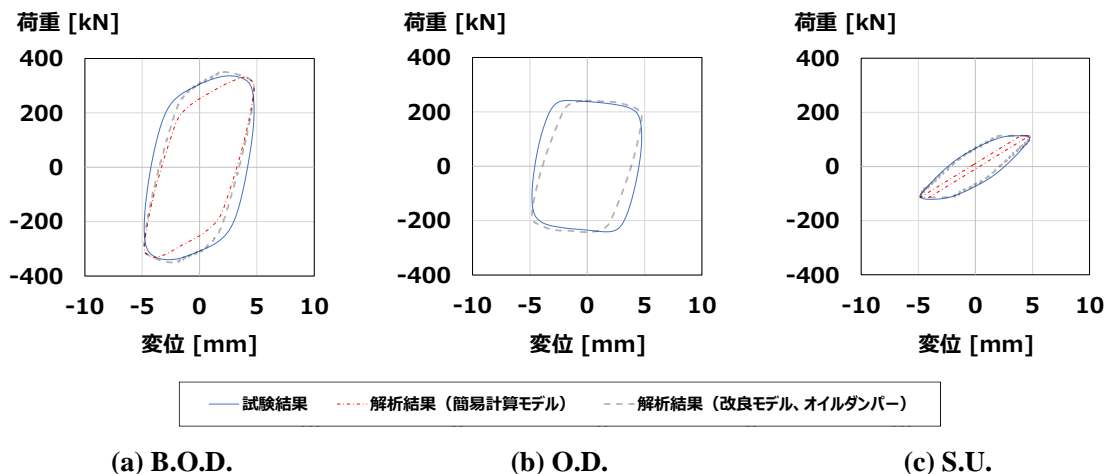


図 3-9 荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 0.25 秒、振幅 5mm

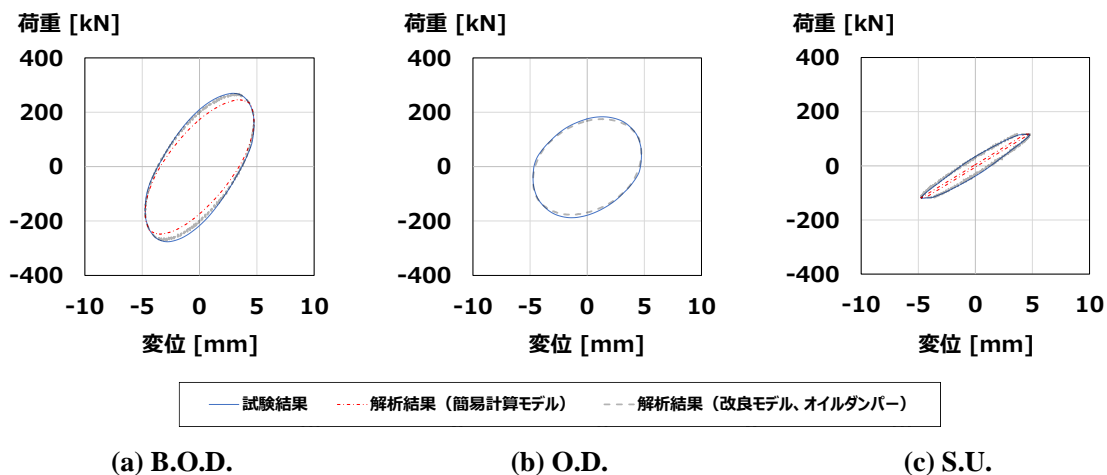


図 3-10 荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 1 秒、振幅 5mm

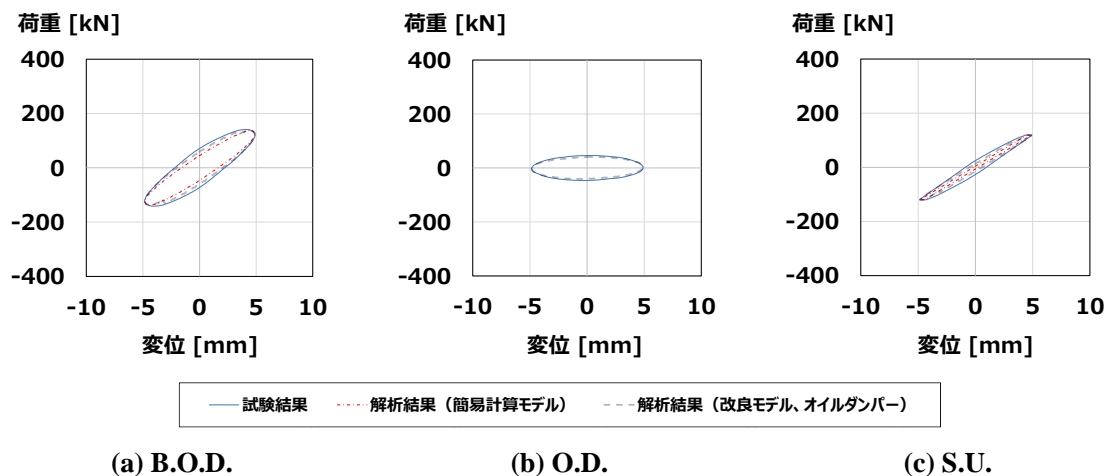
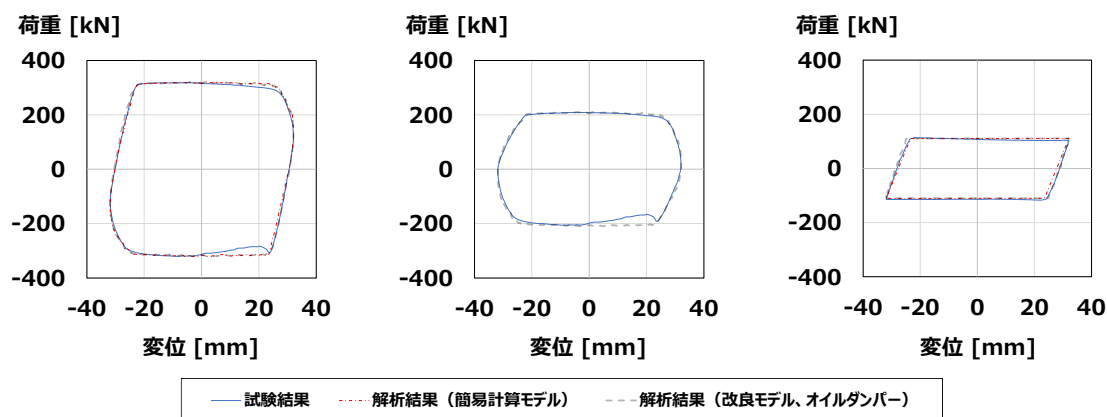


図 3-11 荷重－変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 4 秒、振幅 5mm

第3章 剛性付加機能を有するオイルダンパーの解析モデル



(a) B.O.D.

(b) O.D.

(c) S.U.

図 3-12 荷重-変位関係解析重ね描き：正弦波加振試験、周期 4 秒、振幅 30mm

表 3-3 ばね部ユニットのエネルギー吸収量：正弦波加振試験

試験条件		エネルギー吸収量 [kJ・m]		
周期 [s]	振幅 [mm]	試験結果	解析結果	
			簡易計算モデル	改良モデル
0.25	1	0.034	0	0.036
	2.5	0.212	0	0.210
	5	0.975	0.179	0.891
0.5	1	0.019	0	0.020
	2.5	0.119	0	0.120
	5	0.597	0.038	0.612
	10	3.332	2.581	3.494
1	1	0.010	0	0.011
	2.5	0.083	0	0.083
	5	0.488	0.085	0.480
	10	3.306	2.734	3.435
	20	8.525	7.809	8.742
2	1	0.007	0	0.007
	2.5	0.058	0	0.058
	5	0.364	0.061	0.379
	10	3.180	2.785	3.298
	20	8.338	7.832	8.549
	30	12.579	11.980	12.776
4	1	0.004	0	0.005
	2.5	0.034	0	0.034
	5	0.343	0.097	0.289
	10	2.898	2.565	2.933
	20	7.795	7.428	7.950
	30	12.572	12.244	12.836

表 3-4 エネルギー吸収量の誤差率：正弦波加振試験

試験条件		解析結果と試験結果とのエネルギー吸収量の誤差率 [%]	
周期 [s]	振幅 [mm]	(簡易計算モデル-試験結果) / 試験結果	(改良モデル-試験結果) / 試験結果
0.25	1	-100.00	4.89
	2.5	-100.00	-1.00
	5	-81.68	-8.64
0.5	1	-100.00	4.71
	2.5	-100.00	0.76
	5	-93.56	2.44
	10	-22.55	4.86
1	1	-100.00	6.23
	2.5	-100.00	0.76
	5	-82.59	-1.54
	10	-17.30	3.90
	20	-8.40	2.54
2	1	-100.00	4.17
	2.5	-100.00	0.52
	5	-83.16	4.25
	10	-12.43	3.70
	20	-6.08	2.53
	30	-4.77	1.56
4	1	-100.00	5.77
	2.5	-100.00	1.54
	5	-71.62	-15.84
	10	-11.49	1.22
	20	-4.70	1.99
	30	-2.61	2.10

表 3-3、表 3-4 に示すエネルギー吸収量の内訳、誤差率において、全ての試験条件で改良モデルの方が簡易計算モデルよりも試験結果に近い結果を示し、概ね±10%程度の精度であることがわかる。試験結果と解析結果の比較から、ばね付オイルダンパーの粘弾性体ばね部は線形ばねでなく、Voigt モデルによってモデル化をする方が、粘弾性体ばね部の減衰特性を考慮でき、試験結果をより正確に模擬できることを確認した。なお、周期 4 秒の振幅 5mm の試験条件のみ 10%以上の誤差となっているが、これは、図 3-13 の荷重-変位関係図を見て確認できるように粘弾性体ばねの変位依存性の影響により小振幅でのエネルギー吸収量が、解析結果よりも試験結果の方が大きいこと。また、解析では変位依存性を考慮していないことが原因であると考えられる。

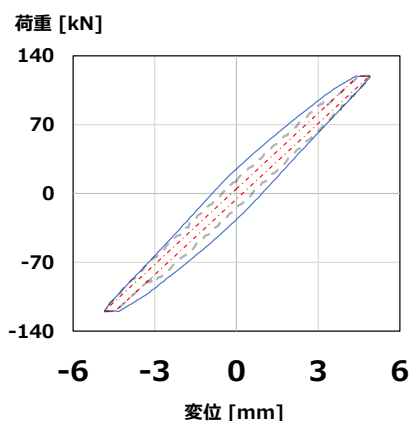


図 3-13 図 3-11 (c) ばね部ユニットの荷重－変位関係図の再掲（拡大）

3.3.2 ランダム波加振試験

ランダム波加振試験は正弦波加振試験から期間を空けて実施したため、再組み立てを行っており摩擦機構の設定が異なっている。よって再組み立て後に周期 0.4 秒（第 4 章において、ばね付オイルダンパーを用いて補強を行った場合の解析モデルである BODV と概ね等しい周期）、振幅 5mm、20mm の正弦波を用いた加振試験を行い、この試験結果から摩擦機構の摩擦力、粘弾性体ばねの剛性を算出した。なお、Voigt モデルの減衰係数は以下の方法で算出した。正弦波加振試験における各周期の振幅 1mm、2.5mm の試験結果と 5mm の推定値の平均値から振動数毎の近似式を算出し、周期 0.4 秒における粘弾性体ばねの減衰係数を算出した。振動数と減衰係数の関係を図 3-14 に示す。上記の方法によって求めたランダム波加振試験における摩擦機構の摩擦力は振幅 5mm では 122.07kN、振幅 20mm では 121.74kN である。線形ばね、Voigt モデルの剛性は 25.51kN/mm であり、Voigt モデルの粘性減衰係数は 0.56kNs/mm である。図 3-15、図 3-16 に試験結果と解析結果の重ね描きを示す。また、表 3-5 にばね部ユニットにおける試験結果とそれぞれの解析モデルを用いた解析結果から求めたランダム波入力時のエネルギー吸収量を示す。また、表 3-6 には表 3-5 における試験結果と解析結果の誤差率を示す。

図 3-15、図 3-16 の荷重－変位関係において、オイルダンパー部の解析結果は試験結果を正確に再現できていることが確認できる。また表 3-5、表 3-6 に示すエネルギー吸収量の内訳、誤差率において、両方の試験条件において改良モデルの方が簡易計算モデルよりも試験結果に近い結果を示していることがわかる。また、BCJ-L1 波、振幅 5mm の試験条件では 10%以上の誤差となっているが、これは、図 3-17、図 3-18 で確認できるように荷重の絶対量が小さくノイズの影響を受けやすいことや、試験結果のノイズによる変位波形の乱れが、数値計算におけるダッシュポットの近似速度算出に影響を及ぼしており、試験結果と解析結果のエネルギー吸収量に誤差があること、また、BCJ-L1 では少振幅域の継続時間が長く、全体のエネルギー吸収量に対して少振幅域での誤差の合計が占める割合が大きくなるのが原因であると考えられる。

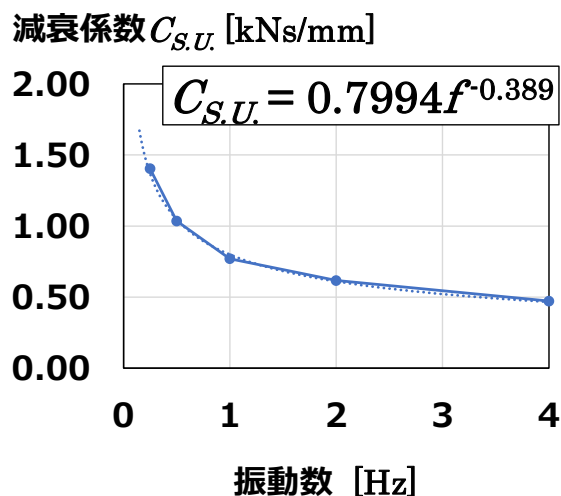
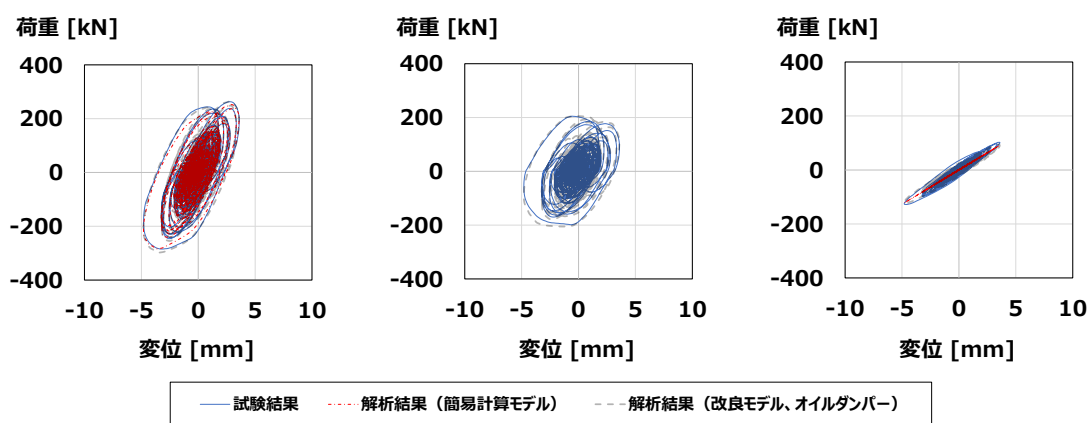
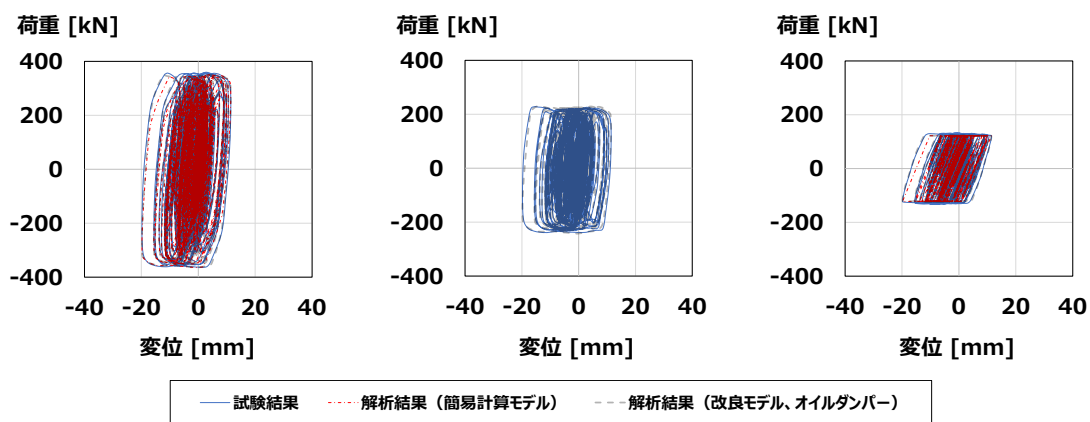


図 3-14 減衰係数—振動数関係



(a) B.O.D. (b) O.D. (c) S.U.

図 3-15 荷重—変位関係解析重ね描き：ランダム波加振試験、BCJ-L1、最大振幅 5mm



(a) B.O.D. (b) O.D. (c) S.U.

図 3-16 荷重—変位関係解析重ね描き：ランダム波加振試験、BCJ-L2、最大振幅 20mm

表 3-5 ばね部ユニットのエネルギー吸収量：ランダム波加振試験

試験条件		エネルギー吸収量 [kN・m]		
波形	振幅 [mm]	試験結果	解析結果	
			簡易計算モデル	改良モデル
BCJ-L1	5	3.144	0.003	3.587
BCJ-L2	20	54.335	26.813	54.028

表 3-6 エネルギー吸収量の誤差率：ランダム波加振試験

試験条件		解析結果と試験結果とのエネルギー吸収量の誤差率 [%]	
波形	振幅 [mm]	(簡易計算モデルー試験結果) / 試験結果	(改良モデルー試験結果) / 試験結果
		BCJ-L1	5
BCJ-L2	20	-50.65	-0.57

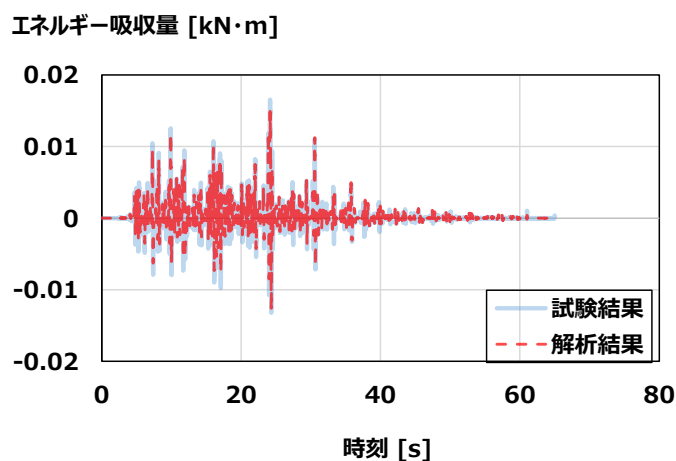


図 3-17 エネルギー吸収量－時刻関係図：BCJ-L1、最大振幅 5mm

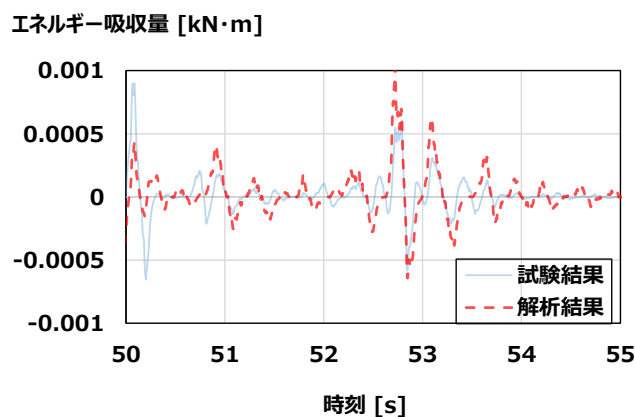


図 3-18 図 3-17 の拡大図（時刻 50s から 55s）

3.4 まとめ

本章では、粘弾性体ばねのモデル化の違いによるばね付オイルダンパーの2種類の解析モデルについて述べ、試験結果と解析モデルを用いて計算した解析結果を比較することで、提案する解析モデルの妥当性を確認した。

まず3.2節において、ばね付オイルダンパーの解析モデルにおいて、粘弾性体ばねをばねモデルとしてモデル化した簡易計算モデルと粘弾性体ばねを Voigt モデルとしてモデル化した改良モデルの数値計算方法について示した。

次いで3.3節では、2.5節で示したばね付オイルダンパーの試験結果と、上記の簡易計算モデル、改良モデルの2種類のモデルと試験結果の変位波形を用いて計算した解析結果とを比較した。エネルギー吸収量の内訳、誤差率において、全ての試験条件で改良モデルの方が簡易計算モデルよりも試験結果に近い結果を示し、概ね $\pm 10\%$ 程度の精度であることを確認した。よって、試験結果と解析結果の比較から、ばね付オイルダンパーの粘弾性体ばね部は線形ばねでなく、Voigt モデルによってモデル化をする方が、粘弾性体ばね部のエネルギー吸収量を考慮でき、試験結果をより正確に模擬できることを示した。

第4章

1 質点系モデルを用いた時刻歴応答解析 における剛性付加機能を有する オイルダンパーの有効性の検証

4.1 はじめに

本章では、実際に存在する工場建屋を模擬した1質点系モデルを用いて時刻歴応答解析を行うことで、ばね付オイルダンパーの有効性を確認する。まず、4.2節において解析モデルの諸元、解析条件について述べる。次いで4.3節では、解析結果とばね付オイルダンパーの有効性を示す。

4.2 解析条件、解析モデルの諸元

解析モデルには実際に存在する1層、床面積8960m²の工場建屋を模擬した1質点系モデルを用いた。なお、モデル化は工場建屋の長辺方向のみとし、解析ソフトウェアはSNAP-LE Ver.7を用いた。また、時刻歴応答解析の計算方法はNewmark- β 法($\beta=0.25$)とし、主構造の構造減衰は瞬間剛性比例型($h=2\%$)とした。1質点系モデルの諸元を表4-1に示す。1質点系モデルの復元力特性は標準トリリニアモデルとした。表4-1の剛性低減率1、2はトリリニアモデルにおける1次剛性に対する2次、3次剛性の低減率である。時刻歴応答解析では、5つの加速度波形を用いた。加速度波形の名称、最大速度、最大加速度を表4-2に示す。BCJ-L1、BCJ-L2以外の観測波は最大速度25cm/s、50cm/sに基準化し、BCJ-L1、BCJ-L2は原波形を用いてLv.1、Lv.2での解析ケースとし、基礎部に加速度波形を入力した。それぞれの加速度波形の加速度-時刻関係を図4-1から図4-5に示す。解析モデルは図4-6に示す通り、補強なしのモデル(解析ケースの略称はNO)に加えて、補強ありのモデルとしてオイルダンパーと鋼材ブレースでそれぞれ6本ずつ合計12箇所補強する場合(解析ケースの略称はODS)、簡易計算モデルでモデル化したばね付オイルダンパー6本で6箇所補強する場合(解析ケースの略称はBODS)、改良モデルでモデル化したばね付オイルダンパー6本で6箇所補強する場合(解析ケースの略称はBODV)の4種類とする。また、各補強部材は図4-6で示している通り、モデルの質点に対して45°の角度で取り付けることとした。ばね付オイルダンパーのモデル化はMaxwellモデル、線形ばね、Voigtモデル、摩擦ダンパーのモデルの組み合わせによって行い、それぞれのモデルの諸元は表4-3の値を用いた。なお、粘弾性体ばねの変位依存性については、考慮していない。鋼材ブレースは軸変形要素のみ考慮したトラス要素としてモデル化し、ばね部ユニットの剛性、摩擦力と概ね同程度の剛性、降伏荷重となるL-90×90×6を用いることを想定した。復元力特性は、鋼材ブレースの取付長が長く、細長比が300程度であるためバイリニアスリップ型とした^{5,6)}。なお、バイリニアスリップ型における降伏後の載荷時の剛性は初期剛性と同一とした。また、ODS、BODS、BODVのオイルダンパー、ばね付オイルダンパーには長さ調整用として外径267.4mm、厚さ12.7mmの鋼管を用いることを想定し、鋼管を模擬した軸剛性272.08kN/mmのばねをそれぞれのモデルに直列につないでいる。それぞれの解析ケースでの複素固有値解析の結果を表4-4に示す。

表4-4の結果を見ると、補強ありモデルは補強なしモデルよりも固有周期が短く、減衰

第4章 1質点系モデルを用いた時刻歴応答解析における剛性付加機能を有する
オイルダンパーの有効性の検証

定数が大きくなっていることが確認できる。また、BODS、BODVの方がODSよりも固有周期が長いことが確認できる。これは、BODS、BODVでは鋼管を模擬したばねをダンパーのモデルに直列に接続したことで、1質点系モデルに付加する剛性がODSよりも小さくなるためである。なお、改良モデル中のVoigtモデルの等価粘性減衰係数は3.3.2項の図3-14中の式と表4-4のBODSの複素固有値解析の結果である1次固有周期を用いて算出した。

表 4-1 1質点系モデルの諸元

質量 M_b [t]	1343.22
高さ H_b [cm]	610
剛性 K_b [kN/cm]	383.3
降伏荷重 1 [kN]	2465.82
第一降伏点での層間変形角 [rad]	1/95
剛性低減率 1	0.714
降伏荷重 2 [kN]	3137.97
第二降伏点での層間変形角 [rad]	1/69
剛性低減率 2	0.031

表 4-2 入力波形一覧

種類	名称	最大加速度 [cm/s ²]	最大速度 [cm/s]
観測波	El Centro NS (1940)	341.7	33.66
	Taft EW (1952)	175.9	17.69
	八戸 NS (1968)	225.0	31.44
模擬地震波	BCJ-L1 (Artificial)	207.3	29.10
	BCJ-L2 (Artificial)	355.7	57.40

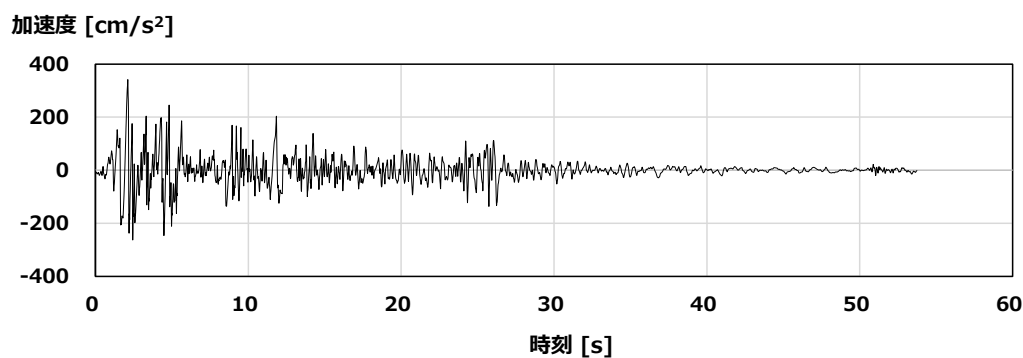


図 4-1 加速度—時刻関係：El Centro NS (1940)

第4章 1質点系モデルを用いた時刻歴応答解析における剛性付加機能を有する
オイルダンパーの有効性の検証

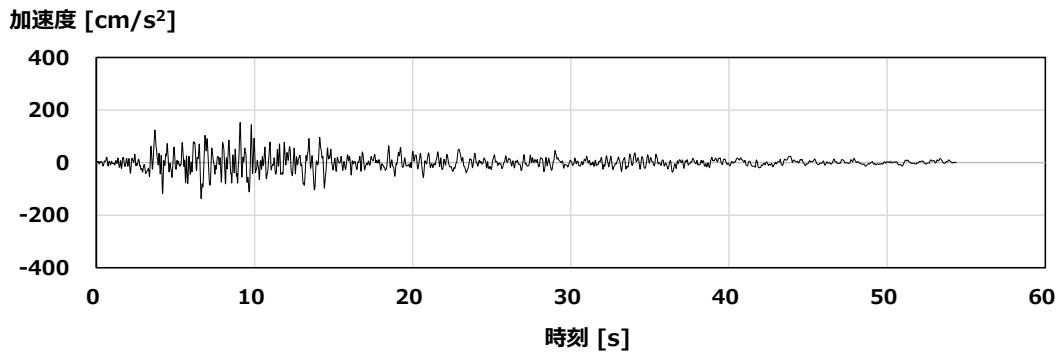


図 4-2 加速度—時刻関係 : Taft EW (1952)

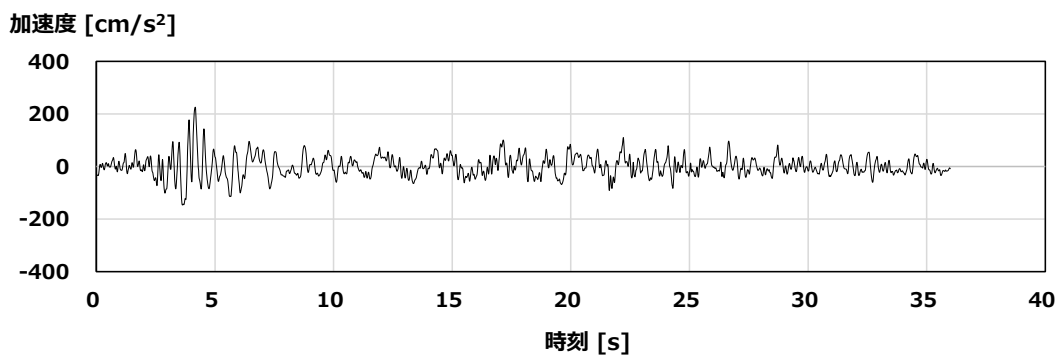


図 4-3 加速度—時刻関係 : 八戸 NS (1968)

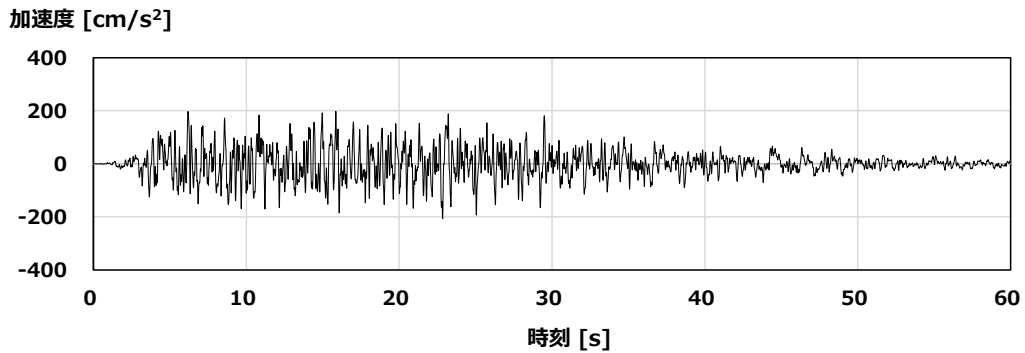


図 4-4 加速度—時刻関係 : BCJ-L1

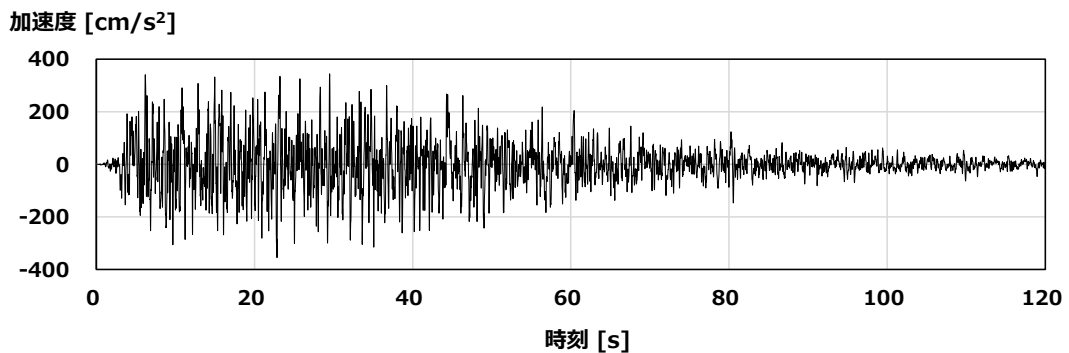


図 4-5 加速度—時刻関係 : BCJ-L2

第4章 1質点系モデルを用いた時刻歴応答解析における剛性付加機能を有する
オイルダンパーの有効性の検証

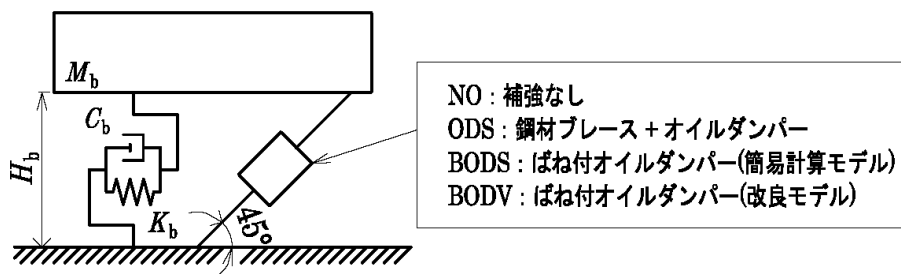


図 4-6 解析モデルと補強方法毎の解析ケース

表 4-3 ばね付オイルダンパーの仕様

	最大荷重 [kN]		750
	ばね付 オイルダンパー	オイルダンパー	最大荷重 [kN]
最大速度 [mm/s]			500
リリース荷重 [kN]			400
リリース速度 [mm/s]			32
一次減衰係数 [kNs/mm]			12.5
二次減衰係数 [kNs/mm]			0.21
剛性 [kN/mm]			140
ばね部ユニット	剛性 [kN/mm]	25	
	減衰係数 [kNs/mm]	0.70	
	摩擦力 [kN]	250	

表 4-4 複素固有値解析の結果

解析ケース	固有周期 [s]	減衰定数 [%]
NO	1.176	0.02
ODS	0.347	0.147
BODS	0.406	0.195
BODV	0.399	0.213

4.3 解析結果

1 質点系モデルを用いた時刻歴応答解析の結果として、各解析ケースにおける最大層間変形角を表 4-5 に、最大絶対応答加速度を表 4-6 に示す。また、BCJ-L2 波入力時のエネルギー吸収率の内訳を表 4-7 に、層せん断力-層間変形角関係を図 4-7 に示し、BCJ-L1、BCJ-L2 入力時の長さ調整用の鋼管部材を含むダンパー部材の荷重-変位関係を図 4-8 に示す。なお、図 4-8 に関して、BCJ-L1 では BODS と BODV のばね付オイルダンパーの荷重-変位関係の重ね描きを示し、BCJ-L2 では ODS のオイルダンパーと BODV のばね付オイルダンパーの荷重-変位関係の重ね描きを示す。

表 4-5 の最大層間変形角の比較において、補強後では、全ての解析ケースでの最大層間変形角が補強前に比べて大幅に軽減できていることが確認できる。補強後のケースの中で比較すると、最大層間変形角は概ね同程度であることが確認できるものの、周波数成分による影響が比較的小さく、変位応答スペクトルが固有周期とともにほぼ単調に増加する特徴をもつ BCJ-L2 入力時の結果において、ばね付オイルダンパーを用いた BODS と BODV での層間変形角が ODS のものより小さくなっていることが確認できる。また、Lv.1、Lv.2 の多くの解析ケースにおいて、BODV の応答値は ODS のものより小さいことが確認できる。しかし、BODS では、ODS よりも Lv.1 の全ての解析ケースにおいて層間変形角が大きいことがわかる。BODS と BODV で比較すると、特に Lv. 1 の解析ケースでは、Voigt モデルによって粘弾性体ばね部のエネルギー吸収能力を考慮した改良モデルを用いた BODV の層間変形角の方が BODS の層間変形角よりも全ての解析ケースにおいて小さくなっていることが確認できる。表 4-6 の最大絶対応答加速度の比較において、補強前に比べて補強後では応答加速度が増加していること、補強後の解析ケース ODS、BODS、BODV の応答加速度は概ね同じ値であることが確認できる。また、BODS と BODV での応答加速度の比較では、全ての解析ケースにおいて、BODV の方が BODS よりもわずかに小さい値となっていることが確認できる。表 4-7 のエネルギー吸収率の内訳において、BODS と BODV の解析ケースでは、ODS の解析ケースと比べて Maxwell モデルでのエネルギー吸収率が小さくなっていることがわかる。図 4-7 の ODS と BODS および BODV の層せん断力-層間変形角関係を比較すると、ODS では、筋違部材のバイリニアスリップ型の復元力特性の影響で BODS および BODV よりも第二象限、第四象限の層せん断力が小さく、エネルギー吸収量が小さいことが確認できる。図 4-8 の BCJ-L1 入力時のばね付オイルダンパーの荷重-変位関係を見ると、ばね付オイルダンパーを粘弾性体ばねの減衰特性を考慮した改良モデルでモデル化した BODV の方が、BOVS よりも粘性の影響によって生じる荷重が大きいことが確認できる。BCJ-L2 のオイルダンパーとばね付オイルダンパーの荷重-変位関係の重ね描きでは、ばね付オイルダンパーは通常のオイルダンパーと比較して生じる荷重、エネルギー吸収量が大きいことが確認できる。なお、ばね付オイルダンパーの粘弾性体ばね部のモデル化を簡易計算モデル、改良モデルとした場合において、Lv. 2 の解析ケースでは応答値にあまり

第4章 1質点系モデルを用いた時刻歴応答解析における剛性付加機能を有する
オイルダンパーの有効性の検証

大きな差が見られなかった。また、それぞれの補強部材を用いて6箇所ずつ補強することを仮定したため、補強箇所の合計はODSでは12箇所、BODSとBODVでは6箇所となり、ばね付オイルダンパーを用いることによって補強後の建物の性能を向上させつつも補強箇所を少なくできることがわかる。

表 4-5 各解析ケースの最大層間変形角 [rad]

Lv.	入力波形	解析ケース			
		NO	ODS	BODS	BODV
1	El Centro	1/63	1/279	1/213	1/254
	Taft	1/72	1/272	1/228	1/263
	Hachinohe	1/78	1/559	1/527	1/565
	BCJ-L1	1/52	1/287	1/255	1/310
2	El Centro	1/35	1/82	1/92	1/98
	Taft	1/46	1/85	1/84	1/89
	Hachinohe	1/33	1/205	1/211	1/221
	BCJ-L2	1/17	1/98	1/107	1/118

表 4-6 各解析ケースの最大絶対応答加速度 [cm/s²]

Lv.	入力波形	解析ケース			
		NO	ODS	BODS	BODV
1	El Centro	239.17	279.19	287.97	275.51
	Taft	225.77	283.28	281.91	271.86
	Hachinohe	212.81	217.13	204.07	197.65
	BCJ-L1	240.91	273.97	272.73	259.89
2	El Centro	248.75	279.19	395.22	387.20
	Taft	244.36	411.20	408.27	401.56
	Hachinohe	255.76	299.84	288.01	284.70
	BCJ-L2	261.11	390.69	368.27	354.89

表 4-7 エネルギー吸収率の内訳：BCJ-L2 [%]

種類*1	解析ケース			
	NO	ODS	BODS	BODV
E_d/E_i	26.64	3.94	6.88	7.69
E_m/E_i	-	91.19	83.56	74.0
E_s/E_i	72.89	4.05	0.005	0.004
E_v/E_i	-	-	-	11.21
E_h/E_i	-	-	9.55	7.19

ただし、 E_i ：入力エネルギー、 E_d ：構造減衰による吸収エネルギー、 E_m ：Maxwell モデルによる吸収エネルギー、 E_s ：ばねモデルによる吸収エネルギー、 E_v ：Voigt モデルによる吸収エネルギー、 E_h ：摩擦ダンパーによる吸収エネルギーである。

第4章 1質点系モデルを用いた時刻歴応答解析における剛性付加機能を有する
オイルダンパーの有効性の検証

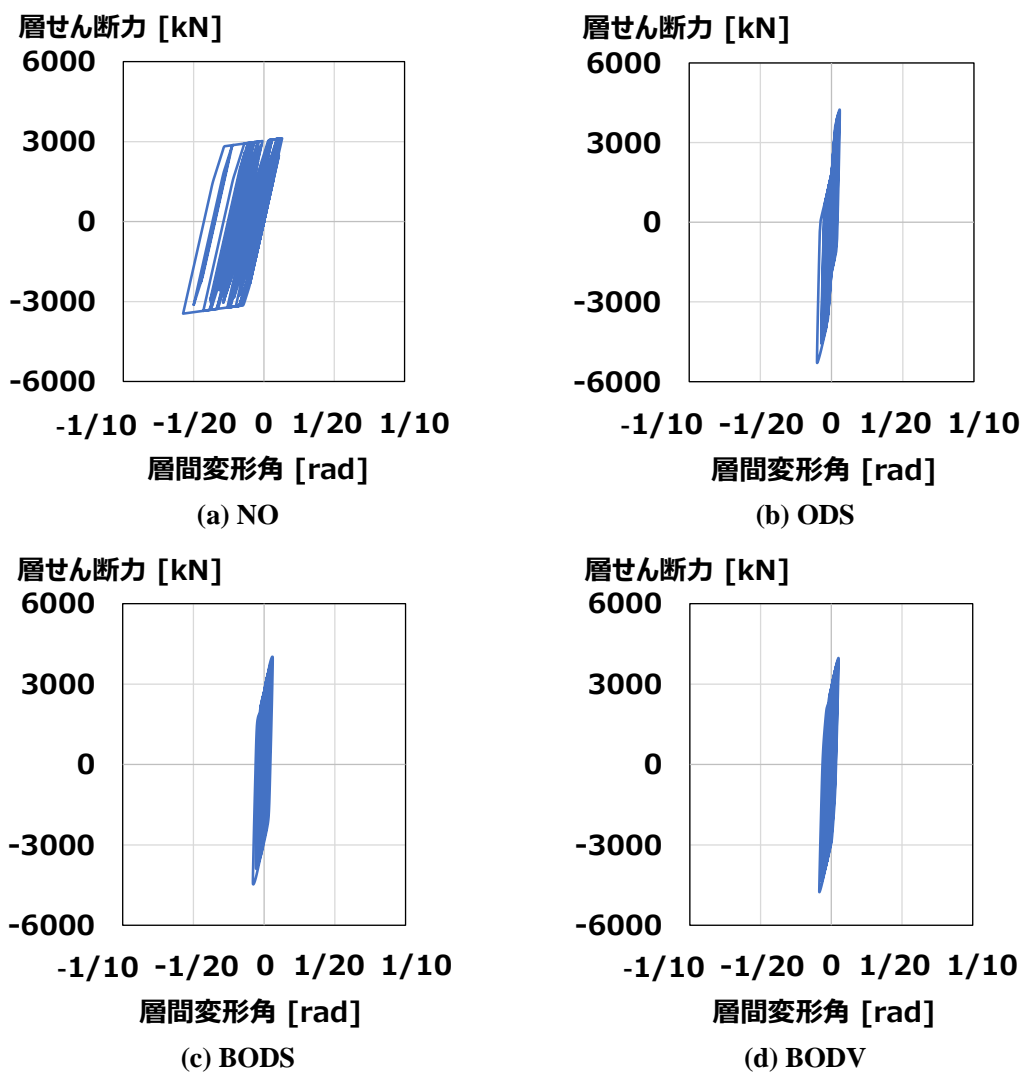


図 4-7 層せん断力—層間変形角関係：BCJ-L2

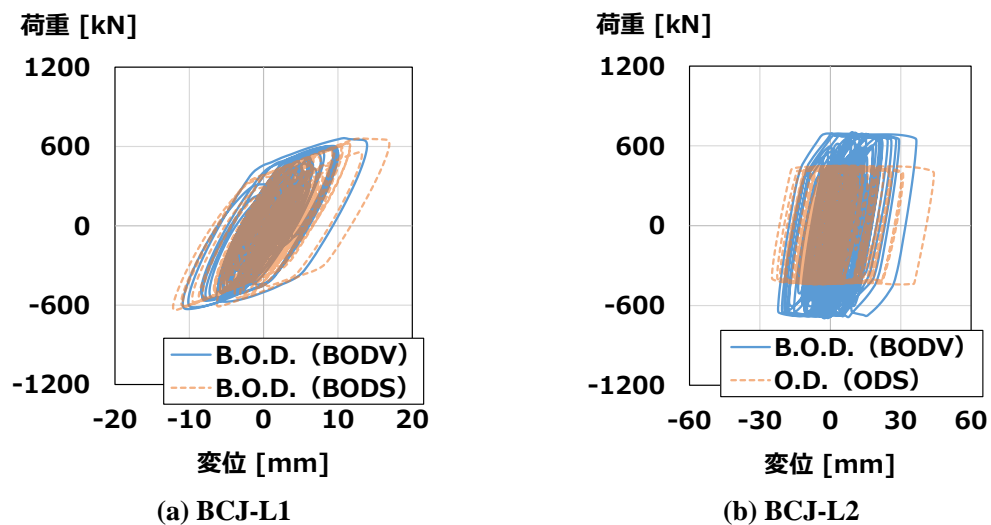


図 4-8 ダンパー部材の荷重—変位関係

4.4 まとめ

本章では、実在する工場建屋を模擬した1質点系モデルを用いて時刻歴応答解析を行うことで、粘弾性体ばねの減衰特性の有無による2種類のばね付オイルダンパーの解析モデル化によるモデルの応答値への影響とばね付オイルダンパーの有効性を確認した。

まず4.2節において、解析モデルの諸元、解析条件について示した。

次いで、4.3節では補強を行わない場合（NO）、オイルダンパーと鋼材ブレースを用いて補強を行った場合（ODS）、ばね付オイルダンパーを用いて補強を行い、ばね付オイルダンパーを簡易補強モデルとしてモデル化した場合（BODS）、ばね付オイルダンパーを改良モデルとしてモデル化をした場合（BODV）の4つの解析結果を示した。ばね付オイルダンパーの粘弾性体ばね部のモデル化を簡易計算モデル、改良モデルとした場合において、Lv.2の解析ケースでは応答値にあまり大きな差が見られないことを確認した。また、それぞれの補強部材を用いて6箇所ずつ補強することを仮定したため、補強箇所の合計はODSでは12箇所、BODSとBODVでは6箇所となり、ばね付オイルダンパーを用いることによって補強後の建物の性能を向上させつつも補強箇所を少なくできることを確認した。

また、Lv.2の解析ケースにおいて、ばね付オイルダンパーを簡易計算モデル、改良モデルにした場合の応答値が概ね同等であることから、安全側かつ設計検討を簡略化するために簡易計算モデルを用いることは合理的であると考えられる。

第5章

剛性付加機能を有するオイルダンパーを用いた
建物の換算 I_s 値、換算 q 値

5.1 はじめに

本章では、耐震診断基準等の構造耐震指標 (I_s 値)、保有水平耐力に係わる指標 (q 値) に基づく静的評価法において、ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を簡易的に評価する方法を示す。まず、5.2 節において建物モデルの諸元について述べる。次いで5.3 節では、ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を考慮した換算 I_s 値、換算 q 値の算出方法を示す。5.4 節では5.2 節で示した建物モデルにばね付オイルダンパーを用いた場合のフレームモデルの換算 I_s 値、換算 q 値を算出し、時刻歴応答解析の結果と比較することで、提案する手法で算出した換算 I_s 値、換算 q 値の妥当性を確認する。

5.2 建物モデルの諸元と耐震指標

文献(1)で示されている鉄骨造体育館のモデル建物をベースに倉庫を用途とする建物モデルの作成を行った。建物モデルは1層であり、桁行方向は筋違構造、梁間方向は山形ラーメンの架構である。梁間方向のスパンは16mであり、桁行方向は1スパン5.8mの10スパンとした。また、軒高は6.5mで、棟高さは9.3mである。屋根伏図を図5-1に、軸組図を図5-2、図5-3に示す。

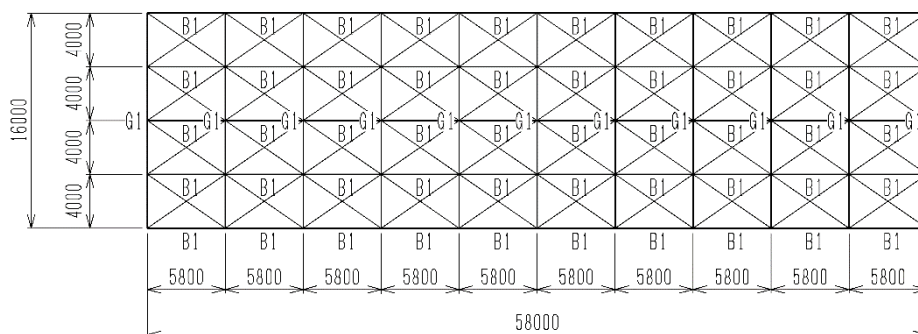


図 5-1 屋根伏図

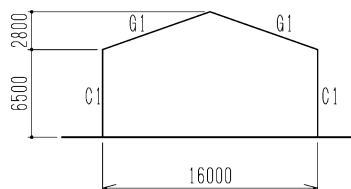


図 5-2 梁間方向軸組図

第5章 剛性付加機能を有するオイルダンパーを用いた建物の換算 I_s 値、換算 q 値

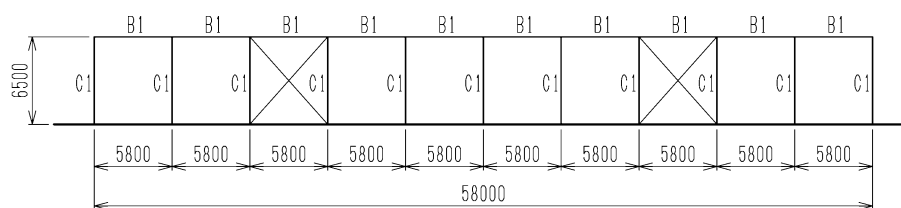


図 5-3 桁行方向軸組図

建物モデルを構成する部材は表 5-1 に示す通りであり、使用材料は表 5-2 の通り SS400 とした。建物の固定荷重表を表 5-3 に示す。また、柱、梁部材の仕上げ重量は単位面積あたり 0.1kN とした。なお、モデル作成、重量計算には SNAP-LE Ver.7 を使用し、屋根の重量は面荷重として表 5-3 の値を入力し、壁の重量は表 5-3 の値に壁の面積を乗じて求めた重量の半分を梁の長さで除すことで算出した等分布荷重として梁部材に入力した。作成したフレームモデルを図 5-4 に示した、このモデルを標準モデルとする。作成した解析モデルの質量は 159.11t である。本章では、ばね付オイルダンパーで補強した建物における換算 I_s 値、換算 q 値を算出する方法を示すため、桁行方向のみを検討対象とする。筋違部材は山形鋼であり、細長比が大きいため筋違の引張耐力だけを考慮する。また、筋違部材は保有耐力接合とする。

表 5-1 部材リスト

部材種別	記号	形鋼
柱	C1	H-340×250×9×14
大張 (梁間方向)	G1	H-340×250×9×14
大張 (桁行方向)	B1	H-300×150×6.5×9
筋違		L-60×60×5

表 5-2 使用材料と材料強度

使用材料	材料強度 F [N/mm ²]
SS400	235

表 5-3 固定荷重

部材名	構成部品	部品ごとの重量 [kN/m ²]	合計重量 [kN/m ²]
屋根	波型鉄板	0.075	0.64 [kN/m ²]
	木毛板下地	0.145	
	母屋	0.07	
	鉄骨	0.30	
	その他	0.05	
妻面上層壁	妻面仕上げ	0.490	0.685 [kN/m ²]
	妻面下地	0.195	
上層壁			1.0 [kN/m ²]

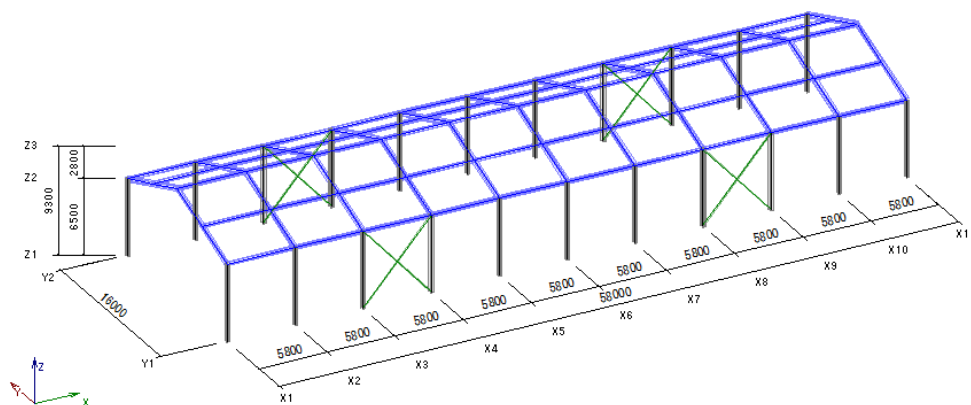


図 5-4 フレームモデル図：標準モデル

フレームモデルの保有水平耐力を算出するために荷重増分解析を行った。解析ソフトウェアは SNAP-LE Ver.7 を用いた。なお、解析モデルの柱脚はピン構造とし、仕口は剛接合として接合部パネルゾーンは剛域とした。屋根面は剛床と仮定し、水平力による屋根面の振れについては考慮しないこととした。柱部材の曲げ耐力は軸力による曲げ耐力の変動を考慮した MN モデルとし、せん断耐力は単軸バネモデルとして計算した。梁部材は単軸バネモデルとして曲げ耐力、せん断耐力を計算した。筋違部材は軸変形要素のみ考慮したトラス要素としてモデル化し、圧縮方向の耐力を 0 とし、引張方向の耐力は筋違材の断面積と材料強度を乗じた値を用いた。荷重増分解析では層間変形角が $1/20$ [rad] に達するまで解析を行い、層の質量と層間変形角から計算した層に対して重力により引き起こされる転倒モーメントと等価になる水平力を層の重心位置に加えることによって P- Δ 効果を考慮している^{29, 30)}。荷重増分解析の結果として荷重-変位関係を図 5-5 に示す。降伏点は、全ての筋違部材が降伏したステップとし、安全限界は全ての梁部材の両端に塑性ヒンジが生じたステップとした。降伏点、安全限界時の塑性率分布図を図 5-6、図 5-7 に示す。図 5-5 の荷重-変位関係から、標準モデルの安全限界時の設計クライテリアを層間変形角 $1/30$ rad と設定する。また、標準モデルの I_s 値および q 値は以下の通りとなる。 I_s 値、 q 値算出時の保有水平耐力は文献(1)にならぬ、筋違部材が降伏する降伏点時の荷重とした。靱性指標 F については、保有耐力接合である山形鋼が水平力を負担するため、3.3 とした。また、剛性率および偏心率によって決まる係数 F_{es} 、地震地域係数 Z は 1 とした。よって、標準モデルの I_s 値は 0.90、 q 値は 1.09 であるため、地震の振動および衝撃に対して倒壊し、または崩壊する危険性が低いと考えられる。(文献(1) $I_s \geq 0.6$ かつ $q \geq 1.0$ の場合より)

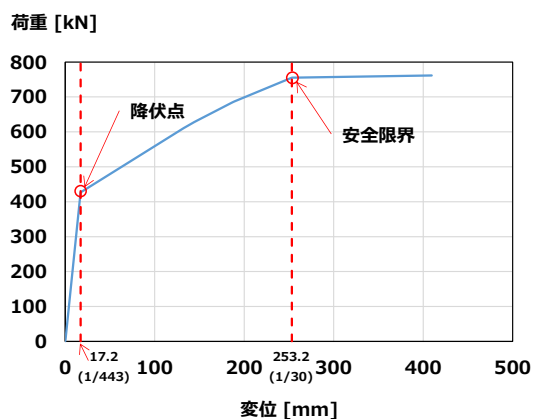


図 5-5 フレームモデルの荷重－変位関係：標準モデル

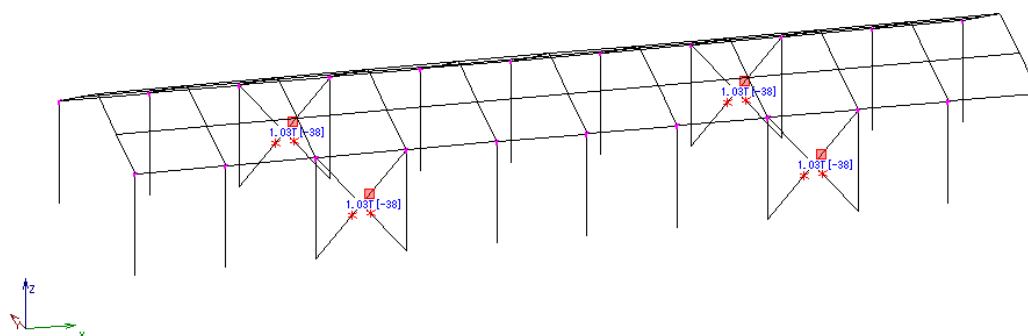


図 5-6 塑性率分布図：降伏点

※図中の赤四角記号は筋違部材にはたらく引張力によって生じる塑性ヒンジを示し、赤アスタリスク記号は筋違部材にはたらく圧縮力による塑性ヒンジであり数値は塑性率を示している。

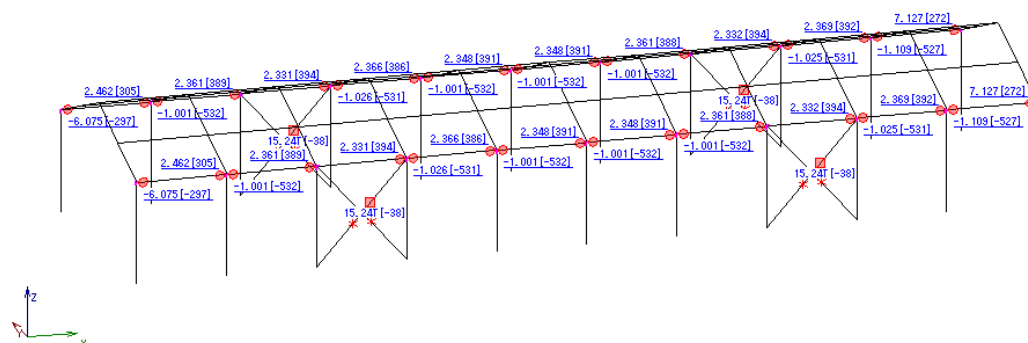


図 5-7 塑性率分布図：安全限界

※図中の赤丸記号は梁部材にはたらく曲げによって生じる塑性ヒンジを示し、数値は塑性率[降伏時のステップ数]を示している。赤四角記号、赤アスタリスク記号に関しては図 5-6 の注釈と同じ意味であるため省略する。

$$E_0 = \frac{Q_u F}{WA} = \frac{425.74 \times 3.3}{1560.34 \times 1.0} = 0.90$$

$$I_s = \frac{E_0}{F_{es} Z R_t} = \frac{0.90}{1.0 \times 1.0 \times 1.0} = 0.90$$

$$q = \frac{Q_u}{0.25 F_{es} W A Z R_t} = \frac{425.74}{0.25 \times 1.0 \times 1560.34 \times 1.0 \times 1.0 \times 1.0} = 1.09$$

ただし、 E_0 ：耐震性能を表す指標、 Q_u ：保有水平耐力 [kN]、 F ：部材・接合部の塑性変形性能から層、方向別に決まる靱性指標、 W ：建物の質量 [kN]、 A ：層せん断力の高さ方向分布で、建築基準法施行令に準ずる、 I_s ：構造耐震指標、 F_{es} ：剛性率および偏心率によって決まる係数 $F_{es} = F_s F_e$ 、 F_s ：層間変形角から求めた剛性率によって決まる係数、 F_e ：耐力および質量分布の平面上の非対称性が大きい場合の偏心率によって決まる係数、 Z ：地震地域係数で、建築基準法施行令に準ずる、 R_t ：振動特性係数で、建築基準法施行令に準ずる、 q ：保有水平耐力に係わる指標である。

作成した図 5-4 のフレームモデルに加速度波形を入力することで時刻歴応答解析を実施した。解析ソフトウェアは SNAP-LE Ver.7 を用いた。また、時刻歴応答解析の計算方法は Newmark- β 法 ($\beta=0.25$) とし、主構造の構造減衰は瞬間剛性比例型 ($h=2\%$) とした。解析モデルの柱脚はピン構造とし、仕口は剛接合として接合部パネルゾーンは剛域とした。屋根面は剛床と仮定し、水平力による屋根面の捩れについては考慮しないこととした。なお、剛床仮定した屋根面の層の高さは 7620mm である。柱部材の曲げ耐力は軸力による曲げ耐力の変動を考慮した MN モデルとし、せん断耐力は単軸バネモデルとして計算した。柱部材の復元力特性に関して、曲げは MN モデル、せん断はバイリニアスリップ型とした。梁部材は単軸バネモデルとして曲げ耐力、せん断耐力を計算した。梁部材の復元力特性に関して、曲げは剛性低減型 A (通常バイリニア) とし、せん断はバイリニアスリップ型とした。筋違部材は圧縮方向の耐力を 0 とし、引張方向の耐力は筋違材の断面積と材料強度を乗じた値を用いた。筋違部材の軸力の復元力特性はバイリニアスリップ型とした。なお、降伏後の載荷時の剛性は初期剛性と同一とした。時刻歴応答解析では、5 つの加速度波形を用いた。加速度波形の名称、最大速度、最大加速度を表 5-4 に示す。なお、加速度波形は図 4-1 から図 4-3、図 4-5 に示しているため、ここでは再掲しない。加速度波形の BCJ-L2 以外の観測波は最大速度 50cm/s に基準化し、BCJ-L2 は原波形を用いて Lv. 2 での解析ケースとし、基礎部に加速度波形を入力した。今回は大地震発生時の応答値を確認するため、Lv. 2 相当の加速度波形を入力する解析のみ実施した。

表 5-4 入力波形一覧

種類	名称	最大加速度 [cm/s ²]	最大速度 [cm/s]
観測波	El Centro NS (1940)	341.7	33.66
	Taft EW (1952)	175.9	17.69
	八戸 NS (1968)	225.0	31.44
模擬地震波	BCJ-L2 (Artificial)	355.7	57.40

時刻歴応答解析の結果として各加速度波形入力時の最大層間変形角を表 5-5 に、最大絶対応答加速度を表 5-6 に示す。また、El-Cento NS (1940)入力時の塑性率分布図を図 5-8 に、代表 1 本の筋違部材の荷重-変位関係を図 5-9 に示し、層の層せん断力-層間変形角関係を図 5-10 に示す。

表 5-5 を見ると、最大層間変形角は El-Cento NS (1940)入力時の 1/51 であることが確認できる。荷重増分解析実施時の降伏点の層間変形角は 1/443 であるため、層の塑性率は 8.69 と大きい値になっているが、これは水平力を負担する筋違の剛性が標準モデル全体の剛性の大部分を占めており、筋違降伏後の標準モデルの変形量が大きくなるためである。また、図 5-8 の塑性率分布図を見ると、いくつかの梁部材と筋違部材が降伏していることが確認できる。なお、最大塑性率は梁部材で約 1.5 であり、筋違部材は約 8.9 である。よって、標準モデルの耐震性能に関しては、Lv.2 の解析ケースでの最大層間変形角が安全限界時の設計クライテリア 1/30 以下であるため、地震の振動および衝撃に対して倒壊し、または崩壊する危険性が低いと考えられる。また、図 5-9 の筋違部材の荷重-変位関係を見ると、引張方向の荷重のみを負担するバイリニアスリップ型の履歴曲線を示していることが確認できる。図 5-10 の層の層せん断力-層間変形角関係を見ると、筋違部材のバイリニアスリップ型の履歴曲線をラーメン構造の剛性分傾けたような履歴曲線であることがわかる。

表 5-5 各解析ケースの最大層間変形角 : Lv.2 [rad]

El Centro	Taft	Hachinohe	BCJ-L2
1/51	1/61	1/98	1/70

表 5-6 各解析ケースの最大絶対応答加速度 : Lv.2 [cm/s²]

El Centro	Taft	Hachinohe	BCJ-L2
398.29	375.33	328.53	360.54

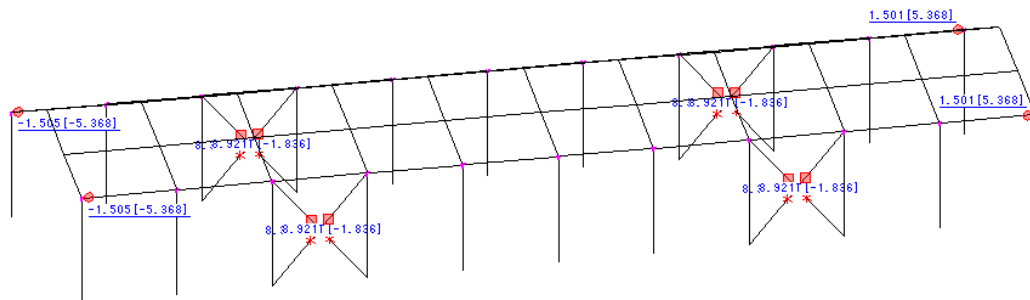


図 5-8 塑性率分布図 : El Centro

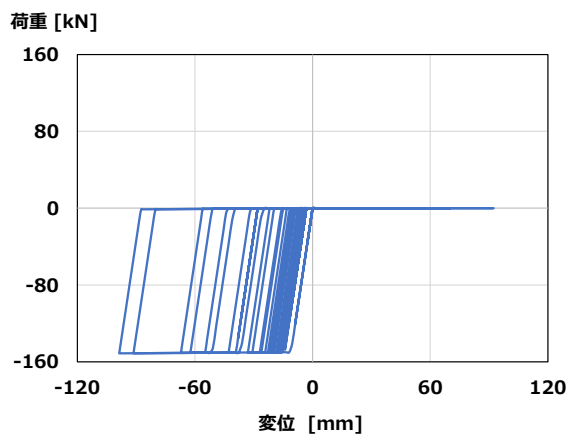


図 5-9 筋違部材の荷重-変位関係 : El Centro

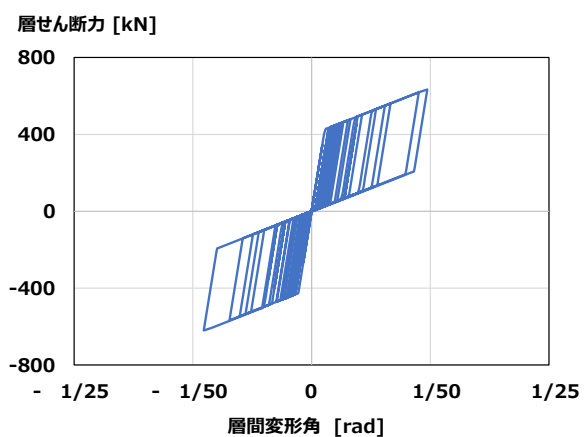


図 5-10 層せん断力-層間変形角関係 : El Centro

5.3 換算 I_s 値、換算 q 値の簡易算出方法

本節では、限界耐力計算法の建築物に生じる加速度が減衰によって低減されるという考えに基づき、応答スペクトルに対する減衰補正係数 F_h と類似した意味を持つ係数 D_h を算出し、算出した低減係数の逆数を構造耐震指標 (I_s 値)、保有水平耐力に係わる指標 (q 値) に乗ずることで減衰効果を考慮した換算 I_s 値、換算 q 値を簡易的に算出する方法を提案する。なお、本論文では D_h を応答低減係数と呼称する。換算 I_s 値、換算 q 値を算出する方法を示したフローチャートを図 5-11 に示す。フローチャートに沿って応答低減係数 D_h の算出方法を説明する。①補強前後のフレームモデルの安全限界時の等価剛性を荷重増分解析から計算し、ばね付オイルダンパーによって付加される剛性を求める②剛性増加量に比例した減衰係数が加算されると考え、加算された減衰係数を元に減衰定数を式(5-1)²⁸⁾によって算出する③求めた減衰定数を基に式(5-2)⁸⁾によって応答低減係数 D_h を求める。また、式(5-3)、式(5-4)のようにばね付オイルダンパーの減衰係数はオイルダンパーと粘弾性体ばね部の減衰係数を足し合わせたものとしており、オイルダンパーの剛性および取付長さ調整用の鋼管の剛性、振動数の影響による減衰係数の変動を考慮している。また、オイルダンパーの減衰特性はバイリニアであるため、減衰係数 c_{od} は、図 5-12 のように等価リニアとして置換したものをを用いる⁸⁾。なお、ばね部ユニットの摩擦機構については荷重増分解析実施時に建物モデルの保有水平耐力が摩擦力分上昇しさらに、靱性指標による評価から建物モデルの I_s 値が増加しており摩擦力によって建物モデルの耐力とエネルギー吸収能力が向上することを既に考慮しているため、別途評価は行わない。

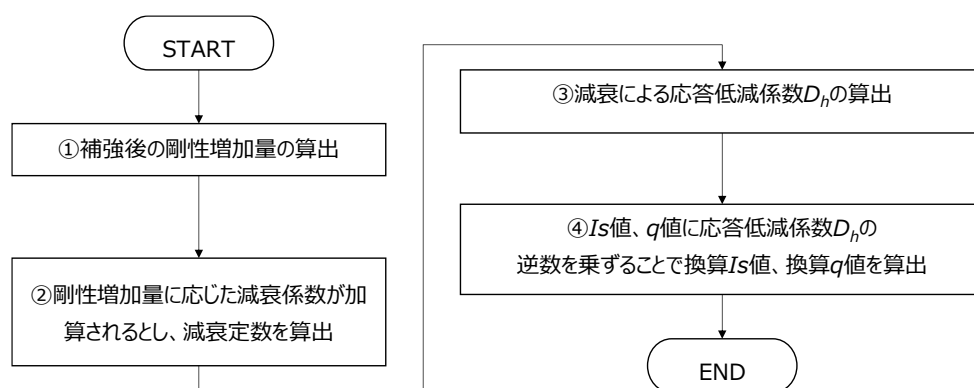


図 5-11 換算 I_s 値、換算 q 値の算出方法のフローチャート

$$h_{bod} = \frac{c_{bod}}{2\sqrt{mk}} \quad (5-1)$$

ただし、 h_{bod} : ばね付オイルダンパーによってフレームモデルに付加される減衰定数、 c_{bod} : ばね付オイルダンパーの減衰係数 [kN・s/m]、 m : フレームモデルの質量 [t]、 k : フレームモデルの補強後の剛性 [kN/m]である。

$$D_h = \sqrt{\frac{1 + 25h_0}{1 + 25h_{eq}}} \quad (5-2)$$

ただし、 h_0 ：初期減衰、 h_{eq} ：等価減衰である。

$$c_{bod} = \frac{c_{od}' + c_b}{1 + \{c_{od}' + c_b\}\omega/k_p} \left(\frac{k_{eqr} - k_{eq}}{k_{eqr}} \right) \quad (5-3)$$

ただし、 c_{od}' ：剛性、振動数の影響を考慮したオイルダンパーの減衰係数 [kN・s/m]、 c_b ：粘弾性体ばねの減衰係数 [kN・s/m]、 ω ：円振動数 (= $2\pi f$) [rad/s]、 k_p ：長さ調整用鋼管の剛性 [kN/m]、 k_{eqr} ：ばね付オイルダンパーで補強を行ったフレームモデルの安全限界時の等価剛性 [kN/m]、 k_{eq} ：補強前のフレームモデルの安全限界時の等価剛性 [kN/m]である。

$$c_{od}' = \frac{c_{od}}{1 + (c_{od}\omega/k_{od})^2} \quad (5-4)$$

ただし、 c_{od} ：オイルダンパーの減衰係数 [kN・s/m]、 k_{od} ：オイルダンパーの剛性 [kN/m]である。

$$I_{sd} = \frac{1}{D_h} I_s \quad (5-5)$$

ただし、 I_{sd} ：換算 I_s 値である。

$$q_d = \frac{1}{D_h} q \quad (5-6)$$

ただし、 q_d ：換算 q 値である。

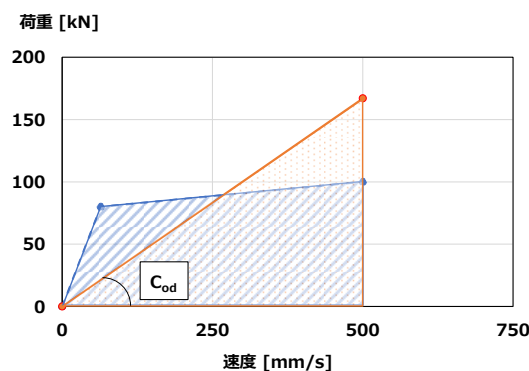


図 5-12 減衰特性の置換

5.4 換算 I_s 値、換算 q 値の妥当性の確認

5.2 節で示した標準モデルは既に I_s 値 0.6 以上かつ q 値 1.0 以上のため、地震の振動および衝撃に対して倒壊し、または崩壊する危険性が低いと考えられる。よって、図 5-4 に示した標準モデルの筋違の設置個所を 4 箇所から 2 箇所にした筋違削減モデルにばね付オイルダンパーを用いて補強を行うことを想定し、換算 I_s 値、換算 q 値を算出する。筋違削減モデルのフレームモデル図を図 5-13 に示す。また、筋違削減モデルの I_s 値および q 値は以下の通りとなる。なお、 I_s 値、 q 値算出時の保有水平耐力は荷重増分解析の結果から算出しており、解析の条件は標準モデルと同じであるため省略する。筋違削減モデルの I_s 値は 0.47 であり、 q 値は 0.57 である。よって、筋違削減モデルの耐震性能の判定については地震の振動および衝撃に対して倒壊し、または崩壊する危険性があると考えられる。(文献 (1) $0.3 \leq I_s < 0.6$ かつ $0.5 \leq q < 1.0$ の場合より)

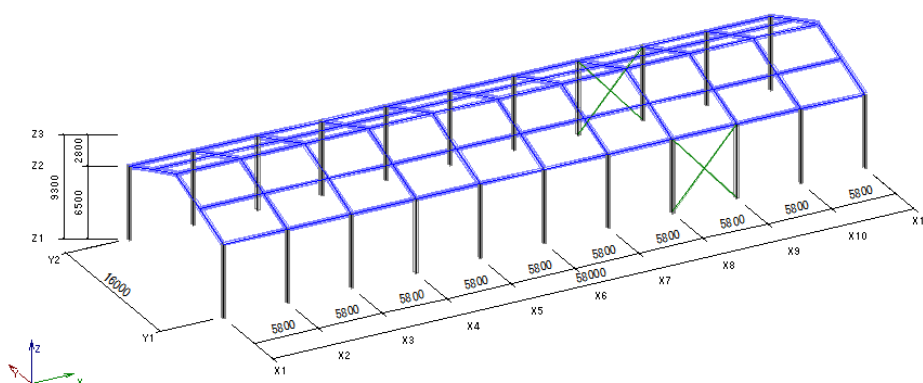


図 5-13 フレームモデル図：筋違削減モデル

$$E_0 = \frac{Q_u F}{WA} = \frac{222.98 \times 3.3}{1560.34 \times 1.0} = 0.47$$

$$I_s = \frac{E_0}{F_{es} Z R_t} = \frac{0.47}{1.0 \times 1.0 \times 1.0} = 0.47$$

$$q = \frac{Q_u}{0.25 F_{es} W A Z R_t} = \frac{222.98}{0.25 \times 1.0 \times 1560.34 \times 1.0 \times 1.0 \times 1.0} = 0.57$$

第5章 剛性付加機能を有するオイルダンパーを用いた建物の換算 I_s 値、換算 q 値

表 5-7 の仕様のばね付オイルダンパーを使用して補強を行うことを想定する。ばね付補強モデルのフレームモデル図を図 5-14 に示し、ばね付補強モデルの固有値解析の結果を表 5-8 に示す。また、固有値解析実施時のばね付オイルダンパーのモデルは粘弾性体ばね部の減衰を考慮していない簡易モデルとした。表 5-8 には参考として標準モデルと筋違削減モデルの結果も示している。また、固有値解析実施時の各部材の減衰は初期剛性比例型の 2%とした。なお、ばね付オイルダンパーの最大荷重と剛性は筋違部材の降伏荷重と剛性とほぼ等しくなるように設定した。また、粘弾性体ばね部の減衰係数は表 5-8 の固有値解析の結果と 3.3.2 項の図 3-14 内の数式を用いて算出した。本章では、Lv.2 の解析ケースでの応答値について言及しているが、粘弾性体ばね部の減衰を考慮して応答低減係数 D_h を算出するため、ばね付オイルダンパーの解析モデルは粘弾性体ばねの減衰を考慮した改良モデルとした。筋違削減モデルと筋違削減モデルにばね付オイルダンパーを用いて補強したばね付補強モデルの荷重増分解析における荷重-変位関係を図 5-15 に示す。安全限界時の設計クライテリアに関しては、筋違削減モデル、ばね付補強モデルと標準モデルで若干の誤差はあるが、概ね同等であるため全てのモデルの安全限界時の設計クライテリアは層間変形角 $1/30\text{rad}$ とする。また、ばね付補強モデルの I_s 値および q 値は以下の通りとなる。なお、 I_s 値、 q 値算出時の保有水平耐力は荷重増分解析の結果から算出しており、解析の条件は標準モデルと同じであるため省略する。ばね付補強モデルの I_s 値は 0.62 であり、 q 値は 0.75 である。よって、ばね付補強モデルの耐震性能の判定については地震の振動および衝撃に対して倒壊し、または崩壊する危険性があると考えられる。(文献(1) $0.3 \leq I_s < 0.6$ かつ $0.5 \leq q < 1.0$ の場合より)

表 5-7 ばね付オイルダンパーの仕様

		最大荷重 [kN]	150
ばね付 オイルダンパー	オイルダンパー	最大荷重 [kN]	100
		最大速度 [mm/s]	500
		リリース荷重 [kN]	80
		リリース速度 [mm/s]	64
		一次減衰係数 [kNs/mm]	12.5
		二次減衰係数 [kNs/mm]	0.46
		剛性 [kN/mm]	55
	ばね部ユニット	剛性 [kN/mm]	10
		減衰係数 [kNs/mm]	0.35
		摩擦力 [kN]	50

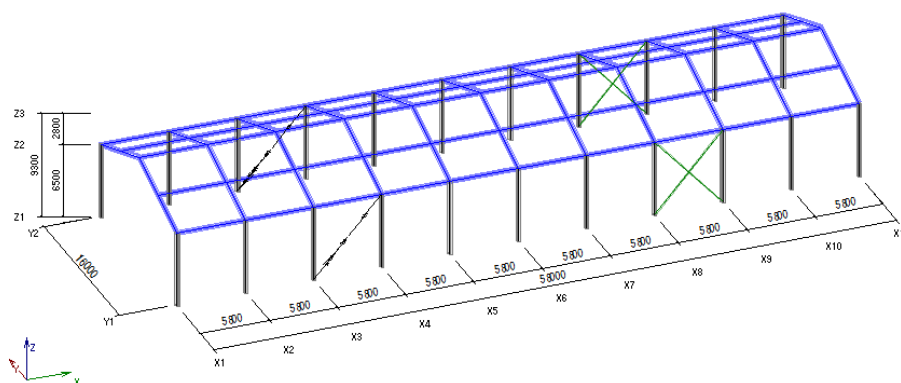


図 5-14 フレームモデル図：ばね付補強モデル

表 5-8 複素固有値解析の結果

解析ケース	固有周期 [s]	減衰定数 [%]
ばね付補強	0.387	0.17
標準	0.360	0.02
筋違削減	0.500	0.02

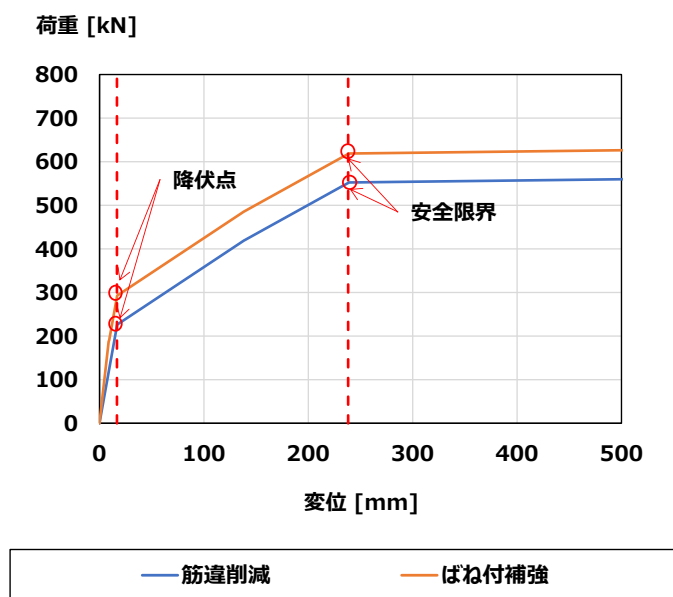


図 5-15 フレームモデルの荷重－変位関係：筋違削減モデル、ばね付補強モデル

$$E_0 = \frac{Q_u F}{WA} = \frac{293.63 \times 3.3}{1560.34 \times 1.0} = 0.62$$

$$I_s = \frac{E_0}{F_{es} Z R_t} = \frac{0.62}{1.0 \times 1.0 \times 1.0} = 0.62$$

$$q = \frac{Q_u}{0.25 F_{es} W A Z R_t} = \frac{293.63}{0.25 \times 1.0 \times 1560.34 \times 1.0 \times 1.0 \times 1.0} = 0.75$$

I_s 値、 q 値にばね付オイルダンパーの減衰効果による応答低減係数の逆数を乗じた換算 I_s 値、換算 q 値を式(5-1)から式(5-6)を用いて算出する。算出した結果を表 5-9 に示す。ばね付オイルダンパーの減衰を考慮することにより、換算 q 値は 1.0 以上になることがわかる。

表 5-9 応答低減係数 D_h の算出

M [t]	159.11
k_{eq} [kN/m]	2313
k_{eqr} [kN/m]	2587
c_{od} [kN·s/m]	334
k_{od} [kN/m]	55000
c_{od}' [kN·s/m]	331.45
c_b [kN·s/m]	332
k_p [kN/m]	100000
c_{bod} [kN·s/m]	69.63
h_{bod}	0.054
h_0	0.02
heq	0.074
D_h	0.725
$1/D_h$	1.38
I_s	0.62
q	0.75
I_{sd}	0.86
q_d	1.04

筋違削減モデルとばね付補強モデルに加速度波形を入力することで時刻歴応答解析を実施した。解析条件は標準モデルを用いた解析と同じであるため省略する。時刻歴応答解析の解析結果として各加速度波形入力時のそれぞれのモデルの最大層間変形角を表 5-10 に、最大絶対応答加速度を表 5-11 に示す。また、エネルギー吸収率の内訳を表 5-12 に示し、BCJ-L2 入力時の各モデルの層せん断カー層間変形角関係を図 5-16 に示す。表 5-10 を見ると、筋違削減モデルの最大層間変形角は 1/38rad であり、ばね付補強モデルでは 1/105rad

であることがわかる。それぞれのモデルの安全限界時の設計クライテリアは $1/30\text{rad}$ と設定しているため、それぞれのモデルの最大層間変形角は設計クライテリア以下であることがわかる。しかし、筋違削減モデルの最大層間変形角は設計クライテリアと近い値であることや、今回選定した加速度波形は地盤特性による増幅率などを考慮していないことから、筋違削減モデルは地震の振動および衝撃に対して倒壊し、又は崩壊する危険性はあると考えられ、 I_s 値、 q 値による耐震性能の判定と概ね対応していると考えられる。ばね付補強モデルの I_s 値、 q 値を比較すると、ばね付補強モデルの応答低減係数を考慮した換算 I_s 値は 0.89、換算 q 値は 1.08 であり、標準モデルの I_s 値は 0.90、 q 値は 1.09 であり概ね近い値となっている。観測波入力時におけるフレームモデルの応答値はフレームモデルの固有周期の違いによって大きく結果が異なることがあるため、周波数成分による影響が比較的小さく、変位応答スペクトルが固有周期とともにほぼ単調に増加する特徴をもつ BCJ-L2 波の最大層間変形角を見てみると、ばね付補強モデルでは $1/110\text{rad}$ 、標準モデルでは $1/70\text{rad}$ とばね付補強モデルの方が大幅に小さい値となっていることがわかる。また、観測波の加速度波形入力時の最大層間変形角に関して、ばね付補強モデルの方が標準モデルよりも全体的に小さい応答値となっていることから、応答値が I_s 値、 q 値と対応していないことが考えられる。しかしこれは、ばね付補強モデルの換算 I_s 値、 q 値を算出する際に、オイルダンパーのバイリニア特性を簡易的に等価リニアとして置換しており、オイルダンパーの減衰による応答低減効果を過小評価しているためであると考えられる。よって、オイルダンパーの減衰特性の評価方法によって換算 I_s 値、換算 q 値の値は変動することが考えられるが本評価法は、ばね付オイルダンパーの減衰特性による応答低減効果を静的評価法として簡易的かつ安全側に考慮できるものとして提案している。表 5-11 の各モデルの最大絶対応答加速度を見てみると、ばね付補強モデルは標準モデルよりも最大絶対応答加速度が小さいことが確認できる。また、筋違削減モデルでは、筋違部材を含むフレームモデルに生じる層せん断力が小さいため、最大絶対応答加速度も小さいことが考えられる。表 5-12 のエネルギー吸収量の内訳を見ると、ばね付補強モデルでは入力エネルギーの大部分をばね付オイルダンパーが吸収していることが確認できる。図 5-16 の層せん断力-層間変形角関係を見ると、筋違削減モデル、標準モデルでは筋違部材のバイリニアスリップの復元力特性が顕著である履歴曲線であることが確認でき、ばね付補強モデルでは筋違部材にばね付オイルダンパーが加わったことで、特に第二象限、第四象限においてエネルギー吸収量が増加していることが確認できる。

表 5-10 各解析ケースの最大層間変形角 [rad]

	筋違削減	ばね付補強	標準
El Centro	1/54	1/119	1/51
Taft	1/40	1/105	1/61
Hachinohe	1/59	1/273	1/98
BCJ-L2	1/38	1/110	1/70

表 5-11 各解析ケースの最大絶対応答加速度 [cm/s^2]

	筋違削減	ばね付補強	標準
El Centro	265.93	312.76	398.29
Taft	306.58	323.58	375.33
Hachinohe	255.78	268.70	328.53
BCJ-L2	315.37	317.75	360.54

表 5-12 エネルギー吸収率の内訳 : BCJ-L2 [%]

種類*1	解析ケース		
	筋違削減	ばね付補強	標準
E_d/E_i	10.63	3.70	11.09
E_m/E_i	-	60.86	-
E_s/E_i	89.20	5.34	88.87
E_v/E_i	-	9.15	-
E_h/E_i	-	20.56	-

ただし、 E_i : 入力エネルギー、 E_d : 構造減衰による吸収エネルギー、 E_m : Maxwell モデルによる吸収エネルギー、 E_s : ばねモデルによる吸収エネルギー、 E_v : Voigt モデルによる吸収エネルギー、 E_h : 摩擦ダンパーによる吸収エネルギーである。

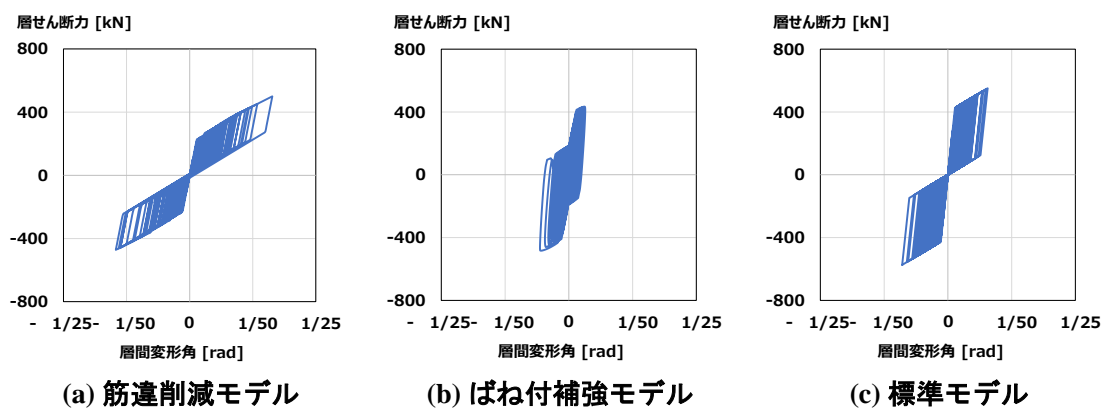


図 5-16 層せん断力-層間変形角関係 : BCJ-L2

5.5 まとめ

本章では、耐震診断基準等の構造耐震指標 (I_s 値)、保有水平耐力に係わる指標 (q 値) に基づく静的評価法において、ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を考慮する方法を示した。

まず、5.2 節において建物モデルの諸元や耐震性能について述べた。

次いで 5.3 節では、ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を考慮した換算 I_s 値、換算 q 値の簡易的な算出方法を示した。

5.4 節では 5.2 節で示した建物モデルの筋違部材を削減した場合、削減した建物モデルにばね付オイルダンパーを用いて補強を行った場合のフレームモデルの換算 I_s 値、換算 q 値を算出し、上記 2 種類のフレームモデルと 5.2 節で示したフレームモデルを用いた時刻歴応答解析の結果との比較を行った。ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を考慮した換算 I_s 値、 q 値に関しては過小評価していると考えられるものの、各モデルの応答値と各指標による評価は概ね対応しており、ばね付オイルダンパーの減衰特性による応答低減効果を耐震診断基準等の各指標に基づく静的評価法として簡易的かつ安全側に考慮する方法としては有効であることを示した。

第6章

結論

本研究では温度変化によるせん断剛性の性能変動が限りなく小さい低損失粘弾性材料と鋼板を組み合わせたせん断抵抗ばねと摩擦機構を直列に結合したものをオイルダンパーに並列に配置して組み合わせたばね付オイルダンパーを提案し、旧耐震基準によって設計された鉄骨造の工場や倉庫を用途とするような剛性が低い建物を補強する場合では、従来のブレース材とオイルダンパーを併用して補強する場合に比べて補強箇所の削減、補強部材のコストの削減が期待できることを示した。以下に各章で得られた知見を要約して記す。

第 2 章では、ばね付オイルダンパーの構成と単体性能試験の結果について示し、ばね付オイルダンパーの基本特性や各種依存性、繰り返し耐久性を確認した。オイルダンパーのオイルを抜いた状態でばね付オイルダンパーの試験を行うことで、粘弾性体ばねと摩擦機構を組み合わせたユニットであるばね部ユニットの単体の性能を確認した。様々な周期の正弦波を用いた試験を行うことで、ばね部ユニットが設計値に近い性能を示していること、振幅や速度の影響によって性能が大きく変動しないことを確認し、大地震発生時を想定した繰り返し入力や日常風レベル程度の小振幅での振動や中小地震を想定した繰り返し入力による耐久性試験を行うことで、ばね部ユニットの耐久性が十分であることを確認した。また、ランダム波による加振を行い、地震波のようなランダム波入力時においてばね部ユニットが円滑に作動することを確認した。試験機の仕様に合わせて性能を調整したばね付オイルダンパーの性能試験では、ばね付オイルダンパー全体としての性能を確認した。剛性付加という目的で用いている粘弾性体の減衰によるエネルギー吸収量は日常風レベル程度の小振幅での振動や中小地震相当の振動では、ばね付オイルダンパー全体の 10% から 30% のエネルギー吸収量を占めていることを確認した。

第 3 章では、粘弾性体ばねのモデル化の違いによるばね付オイルダンパーの 2 種類の解析モデルについて述べ、試験結果と解析モデルを用いて計算した解析結果を比較することで、提案する解析モデルの妥当性を確認した。

エネルギー吸収量の内訳、誤差率において、全ての試験条件で粘弾性体ばねの減衰特性を考慮した改良モデルの方が粘弾性体ばねの減衰特性を考慮していない簡易計算モデルよりも試験結果に近い結果を示し、概ね $\pm 10\%$ 程度の精度であることを確認した。よって、試験結果と解析結果の比較から、ばね付オイルダンパーの粘弾性体ばね部を線形ばねでなく、Voigt モデルによってモデル化した改良モデルの方が、粘弾性体ばね部のエネルギー吸収量を考慮でき、試験結果をより正確に模擬できることを示した。

第 4 章では、実在する工場建屋を模擬した 1 質点系モデルを用いて時刻歴応答解析を行うことで、ばね付オイルダンパーの解析モデル化の違いによる 1 質点系モデルの応答値への影響とばね付オイルダンパーの有効性を確認した。ばね付オイルダンパーの粘弾性体ばね部のモデル化を簡易計算モデル、改良モデルとした場合において、Lv. 2 相当の加速度波

形入力時では応答値にあまり大きな差が見られないことを確認した。よって、Lv 2 の解析ケースにおいて、安全側かつ設計検討を簡略化するために簡易計算モデルを用いることは合理的であると考えられる。

また、それぞれの補強部材を用いて 6 箇所ずつ補強することを仮定したため、補強箇所の合計は ODS では 12 箇所、BODS と BODV では 6 箇所となり、ばね付オイルダンパーを用いることによって補強後の建物の性能を向上させつつも補強箇所を少なくできることを確認し、ばね付オイルダンパーを用いることで、従来のブレース材とオイルダンパーを併用して補強する場合に比べて補強箇所の削減、補強部材のコストの削減が期待できることを示した。

第 5 章では、耐震診断基準等の構造耐震指標 (I_s 値)、保有水平耐力に係わる指標 (q 値) に基づく静的評価法において、ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を考慮する方法を示した。ばね付オイルダンパーの減衰による応答低減効果を考慮した換算 I_s 値、 q 値に関しては過小評価していると考えられるものの、各モデルの応答値と各指標による評価は概ね対応していることを確認し、ばね付オイルダンパーの減衰特性による応答低減効果を耐震診断基準等の各指標に基づく静的評価法として簡易的かつ安全側に考慮する方法としては有効であることを示した。

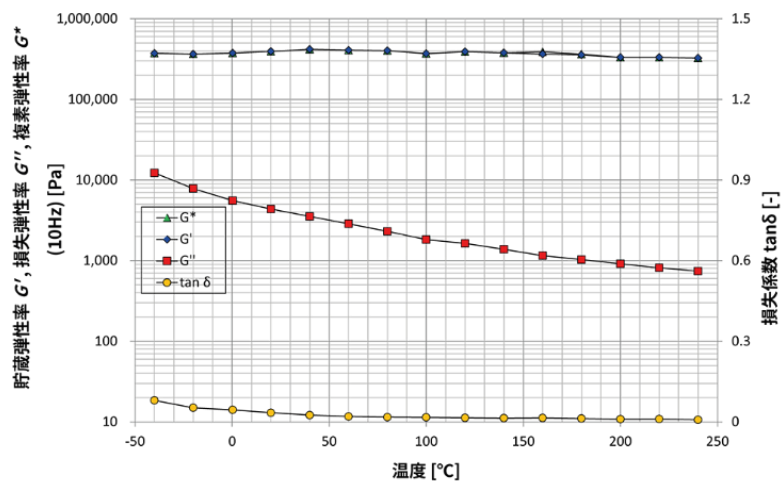
本研究では、工場や倉庫を用途とする建物に対して有効であるばね付オイルダンパーを開発した。オイルダンパーやばね部ユニットの仕様を変更することは可能であり、温度変化による性能変動が小さい剛性、減衰を備えた制振装置は今後、他の用途にも有効に活用することが可能であると考えられる。

付録

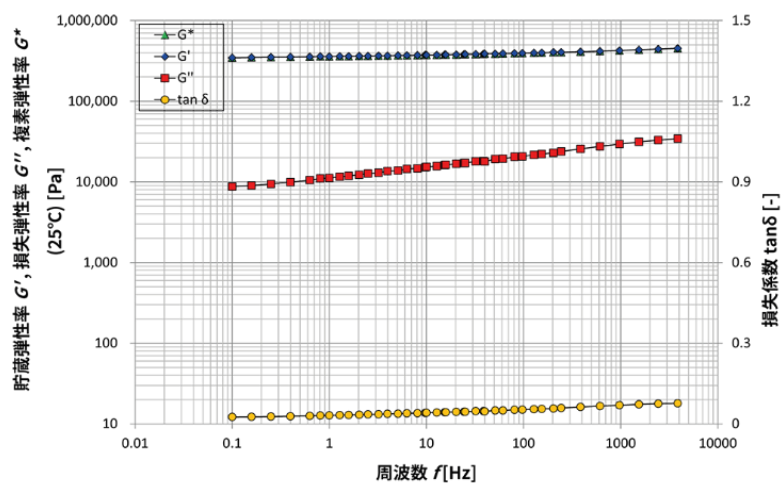
付録 1. 低損失粘弾性材料の温度依存性、振動数依存性について

低損失粘弾性材料の温度毎の貯蔵弾性率、損失弾性率、複素弾性率、損失係数を付図 1 に、振動数毎の各特性を付図 2 に示す²⁶⁾。

付図 1 から、制振部材の動的加振条件に関する適用範囲である温度 10°C から 30°C において貯蔵弾性率、損失係数の変動が小さいことが確認できる。特に制振部材の剛性に大きく影響する貯蔵弾性率は先程述べた範囲における変動が極めて小さいことが確認できる。また、付図 2 から、建築物の振動数として想定される 0.25Hz から 10Hz 程度の範囲において各特性の変動が小さいことが確認できる。



付図 1 低損失粘弾性材料の温度毎の特性



付図 2 低損失粘弾性材料の周波数毎の特性

付録 2. 剛性付加機能を有するオイルダンパーと他の制振部材との比較

オイルダンパー、粘性ダンパー、粘弾性ダンパー、鋼材ダンパーは一般的に使用されている制振部材である。剛性付加機能を有するオイルダンパー（ばね付オイルダンパー）とこれらの制振部材のメリット、デメリットを付表 1 に示す。

鋼材ダンパーは風居住性レベルなどの微小振幅での振動や中小地震レベルでの制振効果については弾性範囲での挙動となるため、期待できない。

粘性ダンパー、粘弾性体ダンパーは高分子加工物を用いているため、温度変化によって性能が変動する。よって、季節による気温の変化や繰り返し使用時のデバイスの高温化などを考慮して設計を行う必要がある。

ばね付オイルダンパー、オイルダンパーは他の制振部材と比較すると、微小振幅から大振幅まで安定した制振効果が期待でき、温度変化による性能変動や繰り返し振動による性能の劣化がほとんどないため、様々な状況下で使用することが可能であるといえる。

付表 1 制振部材のメリット、デメリット

		ばね付 オイルダンパー	オイル ダンパー	粘性 ダンパー	粘弾性 ダンパー	鋼材 ダンパー
基本 特性	減衰タイプ	粘性、履歴減衰型	粘性減衰型	粘性減衰型	粘性減衰型	履歴減衰型
	減衰特性	速度、変位依存型	速度依存型	速度依存型	速度、 変位依存型	変位依存型
	減衰機構	機械加工、材料依存	機械加工	材料依存	材料依存	材料依存
	減衰抵抗	乱流抵抗、せん断抵抗、 摩擦履歴	乱流抵抗	粘性抵抗	せん断抵抗	塑性履歴
	材料	オイル、 シリコン化合物、鋼材	オイル	高分子化合物	各種化合物	鋼材
	形状	角形	円筒形	円筒形、壁型	円筒形、 壁型、面形	筒型、壁型 角形、パネル形
制振 効果	風居住性レベル	◎	○	△	○	×
	中小地震レベル	◎	◎	◎	◎	△
	稀に発生する 地震レベル	◎	◎	◎	◎	○
	極めて稀に発生 する地震レベル	◎	◎	◎	◎	◎
	耐衝撃	○	△	△	○	△
コスト	装置コスト	○	○	○	△	◎
	骨組みコスト低減	◎	○	○	○	○
制約	平面計画上	△	△	×	△	△
	施工計画上	○	○	△	○	○
実績	建築分野	○	○	○	○	○
	機械分野	×	◎	△	△	×
独立性	メーカー依存性	×	○	○	○	○
	メーカー限定	×	○	△	×	○
その他 (各種 特性)	温度依存性	○	○	×	×	○
	疲労特性	○	○	○	△	×
	繰り返し使用性	○	○	○	△	×
	性能再現性	○	○	△	△	○
	メンテナンスフリー	○	○	○	○	○

参考文献

参考文献

- 1) 一般財団法人 日本建築防災協会：2011年改訂版 耐震改修促進法のための既存鉄骨造建築物の耐震診断および耐震改修指針・同解説，2011.9
- 2) 梁川幸盛，新美仁，井戸田秀樹：粘性ダンパーによる鉄骨造大型工場の制震補強設計，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造 III，pp.883-884，2016.7
- 3) 豊田祥之，中島崇裕，鈴木裕美，藤村太史郎，松野勇輝，岡本聖也：免震レトロフィットにおけるオイルダンパーの効果に関する考察：その1 試設計，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造 IV，pp.601-602，2014.7
- 4) 山崎義弘，笠井和彦，坂田弘安，大木洋司：剛性偏心した木質立体架構の粘弾性ダンパーによる振れ応答制御，日本建築学会構造系論文集，第75巻，第655号，pp.1691-1700，2010.9
- 5) 中原理揮，重信恒雄，渡辺明紀：筋違構造の地震応答と復元力特性（その1 等価弾塑性・スリップ系），日本建築学会大会学術講演梗概集，C，構造 II，pp.1037-1038，1988.7
- 6) 渡辺明紀，重信恒雄，中原理揮：筋違構造の地震応答と復元力特性（その2 要素分布型復元力モデル），日本建築学会大会学術講演梗概集，C，構造 II，pp.1039-1040，1988.7
- 7) 曾田五月也，高橋雄司：粘弾性ダンパーの設置による建物の高減衰化と耐震設計，日本建築学会構造系論文集，第528号，pp.67-73，2000.2
- 8) 社団法人 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2版），2007.7
- 9) 笠井和彦，寺本道彦，渡邊祐一：粘弾性体と弾塑性体の直列結合からなるパッシブ制振装置の挙動に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第556号，pp.51-58，2002.6
- 10) 笠井和彦，渡邊祐一，湊直生：粘弾塑性ダンパーをもつ制振構造の動的挙動に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第588号，pp.87-94，2005.2
- 11) 笠井和彦，湊直生，櫻井馨：粘弾塑性ダンパーの等価剛性調整による制振構造の応答制御手法，日本建築学会構造系論文集，第618号，pp.23-31，2007.8
- 12) 欄木龍太，成原弘之，木村雄一，一色裕二：粘弾性ダンパー要素と座屈拘束ブレース要素を並列接続した複合ダンパーの性能に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.57B，pp.271-278，2011.3
- 13) Ji-Eun Roh, Moo-Won Hur, Hyun-Hoon Choi, and Sang-Hyun Lee: Development of a Multi-action Hybrid Damper for Passive Energy Dissipation, Shock and Vibration, Vol. 2018, Article ID 5630746, 2018.1

参考文献

- 14) Mohammad Seddiq Eskandari Nasab and Jinkoo Kim: Seismic Retrofit of Structures Using Hybrid Steel Slit-Viscoelastic Dampers, Journal of Structural Engineering, Vol.146 Issue 11, 2020.11
- 15) 露木保男, 小倉雅則, 河相崇, 中野智和, 高橋治, 岡部富雄, 曾田五月也, 中込忠男: 住宅用高減衰免震システムの開発 (その 3 オイルダンパーの設計と要素実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, 構造 II, pp.531-532, 2003.7
- 16) 高木政美, 藤井俊二, 曾田五月也: コイルスプリングと粘弾性ダンパーを用いた建物防振構法, 日本建築学会構造系論文集, 第 528 号, pp.83-90, 2000.2
- 17) 倉本洋, 飯場正紀, 和田章: 制振補強を施した既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震診断法, 日本建築学会構造系論文集, 第 559 号, pp.189-195, 2002.9
- 18) 福島出: 制震補強した RC 造建物の構造耐震指標 I_s 値に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 IV, pp.323-324, 2012.7
- 19) K.kasai, Y.Fu and A.Watanabe: Two Types of Passive Control Systems for Seismic Damage Mitigation, Journal of Structure Engineering, ASCE Vol.124, pp.501-512, 1998.5
- 20) 笠井和彦, 伊藤浩資, 渡辺厚: 等価線形化手法による一質点弾塑性構造の最大応答予測法, 日本建築学会構造系論文集, 第 571 号, pp.53-62, 2003.9
- 21) 松本優, 北嶋圭二, 中西三和, 安達洋: 摩擦ダンパーを用いた既存鉄筋コンクリート造建物の耐震補強設計に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.1, pp.391-396, 1999.6
- 22) 藤井賢志, 北村春幸, 落合徹: 履歴型制振部材により制振補強された既存鉄筋コンクリート造建物のエネルギーの釣合に基づく構造耐震指標, 日本建築学会構造系論文集, 第 613 号, pp.89-96, 2007.3
- 23) 小林正人, 位田拓磨, 五十棲雄高, 長谷川隆, 北村春幸: エネルギー法に基づいた制振補強建物の換算 I_s 値—履歴型ダンパーを用いた制振補強建物の耐震性評価—, 日本建築学会構造系論文集, 第 76 巻, 第 663 号, pp.881-890, 2011.5
- 24) 佐藤匠, 笠井和彦, 久保田雅春, 山下忠道, 伊藤真二, 坂田弘安, 北嶋圭二, 都祭弘幸, 高橋考二, 清水英, 梁川幸盛, 山崎康雄, 岡本勇紀, 犬伏徹志, 島有希子: 増幅機構付制震装置を用いた補強後建物の換算 I_s 値の算出例 (制振補強効果による動的性能向上倍率の算出), 日本建築学会技術報告集, 第 19 巻, 第 42 号, pp.465-470, 2013.6
- 25) 横山篤貴, 高橋治, 浅野祐一: 建築制振用新型バネ付オイルダンパーの開発と構造的特性に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.145-146, 2016.7

参考文献

- 26) Taica Corporation HP (accessed 2023.1.26)
(https://taica.co.jp/gel/product/shock_absorption/theta_sheet.html)
- 27) 高橋治, 露木保男, 五十幡直文, 松崎育弘, 藤田隆史: 減衰特性および各種依存性を考慮した建築用オイルダンパーの開発と解析モデルに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 594 号, pp.49-56, 2005.8
- 28) 柴田明德: 最新耐震構造解析 第 3 版, 森北出版株式会社, 2014.12
- 29) SNAP Ver.7 テクニカルマニュアル
- 30) S.Otani: A Computer Program for Inelastic Analysis of R/C Frames to Earthquake, A Report on a Research Project Sponsored by the National Science Foundation, Research Grant GI-29934, University of Illinois, November 1974.

謝辞

本論文は、筆者が東京理科大学大学院工学研究科建築学専攻在学中に行った研究の成果をまとめたものです。

博士後期課程への進学を提案して下さった同大学教授の高橋治先生には、筆者が学部4年生に高橋先生の研究室に在籍してから7年間に渡って丁寧なご指導ご鞭撻を賜りました。また、社会人として修士課程、博士後期課程に進学することを含めて様々なことに挑戦するきっかけを提案して下さりました。ここに深く感謝し、御礼申し上げます。

東京電機大学特別専任教授の藤田聡先生、東京理科大学教授の栗田哲先生、伊藤拓海先生、同大学准教授の宮津裕次先生、熊谷亮平先生には本研究の審査にあたり有益なご助言を賜りました。皆様に深く御礼申し上げます。

博士後期課程への進学をご許可下さいました三和テッキ株式会社 宇佐美道雅会長（当時社長）および現在も研究継続にご理解いただいております野島正社長に深く感謝申し上げます。また、筆者の進学に関する推薦にご尽力いただきました九州三和鉄軌株式会社 袖山博社長（当時三和テッキ株式会社 開発第2部 部長）に心からお礼申し上げます。

上司である開発第2部 中津雅延部長、開発2課 柴田和彦課長には、仕事や研究の進め方に関して多大なご指導を賜るとともに、研究の方向性について悩んでいたときにその状況を打破できる貴重なご助言をいただきました。また、公私に亘って数多くのご助言と多大なるお力添えを頂きました。深く心より感謝申し上げます。

同じく上司である山崎一生氏には、解析の方法、設定や論文の構成、体裁について多くのご助言を賜りました。また、浅野祐一氏には、筆者が開発第2部に配属されてから今日まで仕事や研究についての多くのご指導を賜るとともに常に励ましの言葉を頂きました。深く心より感謝申し上げます。

最後に常に筆者を支え応援してくれている家族に心から感謝致します。