

博士論文

産業プラントに適した制振技術の研究開発

～火力発電施設・石炭火力発電所

ボイラ構造物の制振～

Research and development of vibration control

technology suitable for industrial plants

～Realization of new type of viscous fluid

dampers for improvement of seismic resistance of

thermal power plants～

2019 年 3 月

田中 剛

Research and development of vibration control
technology suitable for industrial plants
- Realization of new type of viscous fluid dampers
for improvement of seismic resistance of
thermal power plants -

DISSERTATION

Go Tanaka

Tokyo Denki University

March. 2019

産業プラントに適した制振技術の研究開発

～火力発電施設・石炭火力発電所ボイラ構造物の制振～

目 次

第1章 序論

1・1. 研究背景	1
1・2. 研究の目的	4
第1章の参考文献	8

第2章 ボイラ構造物の制振

2・1. 緒言	9
2・2. ボイラ構造物の制振手法	9
2・3. 適正な制振装置特性の探索	12
2・3・1. ボイラ構造物のモデル	12
2・3・2. 制振ダンパのモデル	13
2・3・3. 解析方法	15
2・3・4. 解析結果	18
2・4. 探索した制振ダンパ特性の効果確認	21
2・4・1. 解析方法	21
2・4・2. 解析結果	23
2・5. 結言	29
第2章の参考文献	30

第3章 ボイラ構造物に適用する制振ダンパの研究開発

3・1. 緒言	32
3・2. 制振ダンパの種別	32
3・3. 開発するダンパの選定と概要	41
3・4. 粘性流体ダンパにおける抵抗力発生の理論式	43
3・5. 粘性流体ダンパの基本特性	46
3・5・1. 基本特性試験方法	46
3・5・2. 基本特性試験条件	50
3・5・3. 基本特性試験結果 その1 抵抗力と変位の関係	52
3・5・4. 基本特性試験結果 その2 抵抗力と一次剛性の依存性	58

3・5・5. 基本特性試験結果 その3 理論式との比較	62
3・6. 粘性流体ダンパの温度依存性	63
3・6・1. 温度依存性試験方法	63
3・6・2. 温度依存性試験条件	65
3・6・3. 温度依存性試験結果	66
3・7. ダンパ特性の解析モデル化	71
3・8. ダンパの解析モデルを用いたトレース解析	77
3・8・1. 解析方法	77
3・8・2. 解析結果	78
3・9. 粘性流体ダンパの緩速変形特性	85
3・10. 結言	87
第3章の参考文献	89
第4章 長周期長時間地震に対応するダンパ性能	
4・1. 緒言	90
4・2. 長周期長時間地震	90
4・3. 長周期長時間地震を入力した地震応答解析	95
4・3・1. 解析モデル	95
4・3・2. 解析に使用する入力波	96
4・3・3. 解析方法	106
4・3・4. 解析結果	108
4・4. 開発したダンパの有効性（粘性減衰との比較）	120
4・5. 結言	124
第4章の参考文献	125
第5章 長周期長時間地震に対応するダンパ耐久性	
5・1. 緒言	126
5・2. 制振ダンパに求められる耐久性	126
5・3. 累積変位量に対する耐久試験	127
5・3・1. 試験方法	127
5・3・2. 試験条件	128
5・3・3. 試験結果	130

第1章 序論

1・1. 研究背景

日本は世界でも有数の地震国である。1995年に発生した兵庫県南部地震からこの23年の間に、気象庁震度階級最大の震度7を記録した地震は6回を数える。中でも国内観測史上最大のMw9.0を記録した2011年の東北地方太平洋沖地震は、その被害も観測史上最大のものとなった。複数の断層が連動しながら稼働したため、大きな揺れが長時間にわたり、三陸の沿岸には大津波が押し寄せた。この甚大な津波被害のため、地震単独の被害状況は不明のままであるが、新しい地震対策の課題として長時間地震が挙げられるようになった。また、同地震の被害は東北だけに留まらず、遠方の地域においては、地震の長周期成分が堆積層で増幅しながら伝播する長周期地震動が、関東や大阪の高層構造物に被害をもたらせた。更には地震と津波により、福島第一発電所をはじめとする多くの発電所が被災し、電力不足に陥ったことで東日本の多くの地域で計画停電が行われた。これは、被災地を除いて行われたものの、広域における産業の停滞や物流の流通性低下を招いたことで、間接的に支援復旧の遅延に繋がっただけに留まらず、高度情報化社会となる日本において、大きな経済的損失に繋がった。2018年に発生した北海道胆振東部地震では、地震の直接的な被害額は、約120億円と算出された。この地震では石炭火力発電施設である苫東厚真発電所が停止したが、この停止を始め、地震を起因とした停電による直接的な被害額は約136億円と算出され、更に停電により営業や操業を取りやめたことによる売上影響額は約1,318億円と推定されている。これらの地震の総合的な被害の経済的損失から、現代社会における電力安定供給の重要度が高いことを窺い知ることができる。

電力施設の耐震性向上は、原子力施設においては積極的な研究成果が公表されているが、その他施設においては研究開発こそされているものの、その事例や導入実績が多いわけではない。東北地方太平洋沖地震以降、図1・1に示すように日本国内では原子力発電が停止され、その大部分を火力発電で補っているが、火力発電施設でも同様である。特に国内の火力発電施設は、東北地方太平洋沖地震発生までに原子力発電を推進する政策があったこともあり、全体として老朽化傾向にある。図1・2には2014年に調査した当時の火力発電施設の経過年数を示す。同施設の耐用年数は30年といわれている中、大半がそれを超えて使用されていることがわかる。

中には、起動・停止が早く世界基準でも高い環境性を有したコンバインドサイクルを採用したLNG火力発電施設は、原子力発電の補助電源として積極的に導入されてきた事例もあるが、それ以外の施設は、同地震直後の電力不足を補うために、老朽化により停止していた設備を緊急稼働し、その後に再整備したうえで現在に至っているものもある。同地震から現在リプレイスの計画が発表されているものもあるが、より安価な資源

でベースロード電源を担うことのできる石炭火力発電施設は老朽化したままとなっている施設も多い中、今後も東海地方などで M8 クラス、首都及びその周辺地域において M7 クラスの大地震が予測されており、火力発電所の耐震性向上が望まれている¹⁻⁽¹⁾⁽²⁾。

一方、耐震性向上の技術は、従来の耐震設計に加えて免震、制振技術が開発されており、兵庫県南部地震以降から現在までに、様々な研究開発がなされ、実用化されてきた。その多くは、機械分野では原子力発電施設、その他は建築や土木の構造物が中心となるが、東北地方太平洋沖地震でもその効果が確認されただけにとどまらず、国内観測史上はじめて震度 7 の地震が 2 回発生した 2016 年熊本地震でも実証されている。しかしながら、東北地方太平洋沖地震では長周期長時間地震、熊本地震では大地震の繰り返し、という新たな課題も発生し、今後更なる技術の発展が望まれている。普及についても更なる拡大が望まれ、建築分野の免震、制振技術を例に挙げると、2000 年までに建てられた棟数が 2015 年までに約 4 倍、同じく制振で約 3 倍と大幅に発展している。図 1・3 には、日本免震構造協会が開示している免震・制振建物の棟数の推移を示す。一方、2008 年の建築着工件数と免震、制振構造物の比率は 5%程度であり、今後更なる普及と建築、土木構造物以外への展開が期待されている。

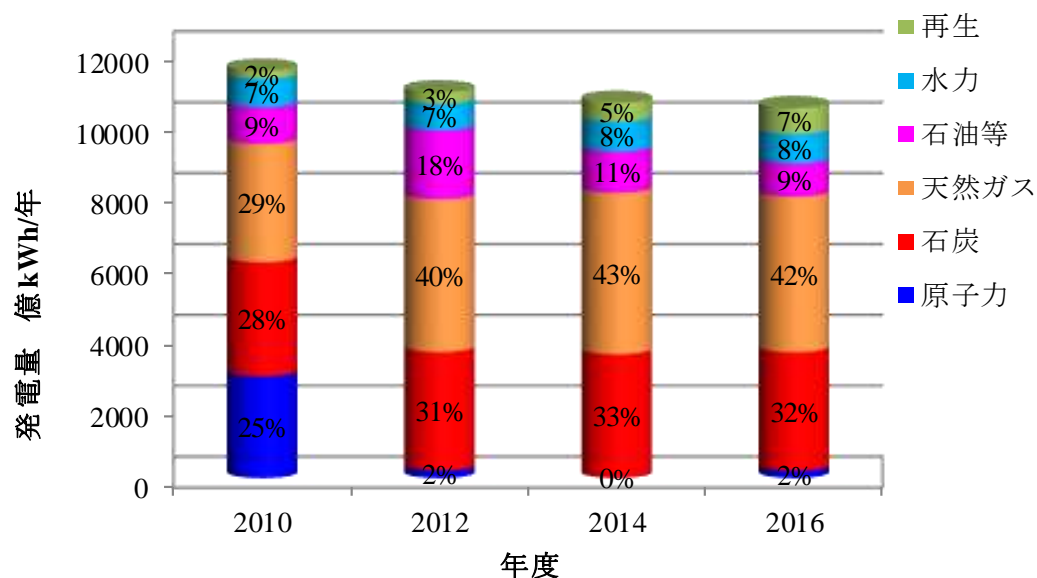


図 1・1. 電気事業連合会における年間発電量と発電内訳の調査結果¹⁻⁽³⁾

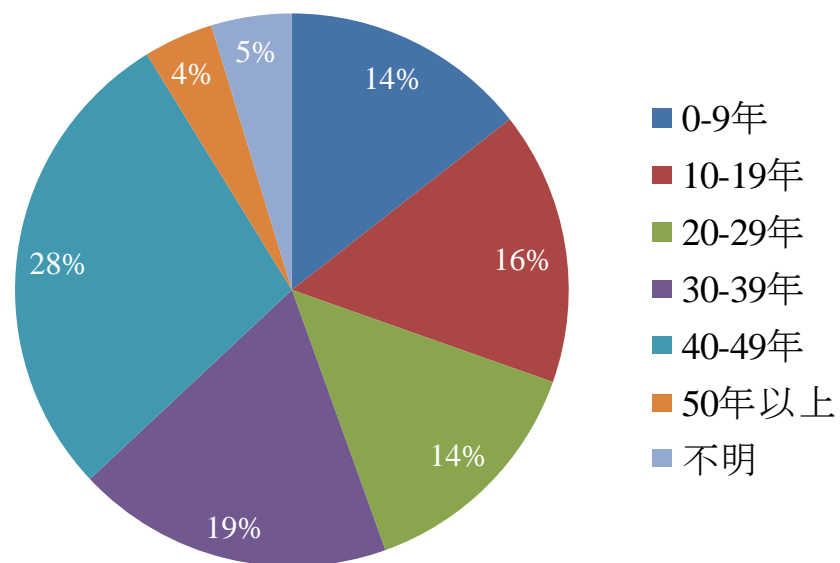


図 1・2. 2014 年に調査した国内火力発電施設（320 基）における耐用年数

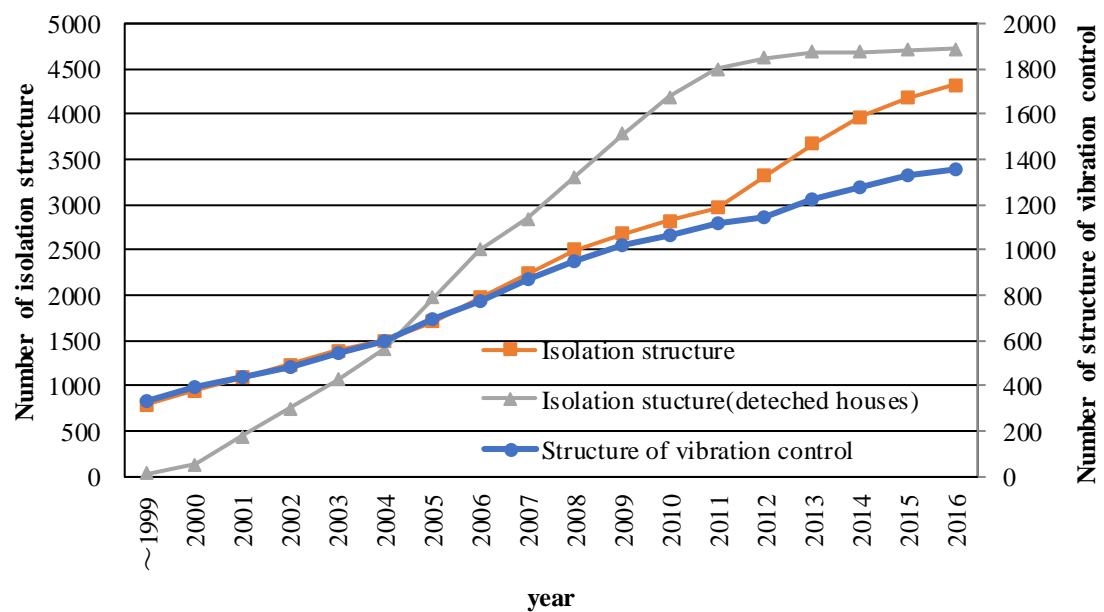


図 1・3. 建築における免震・制振構造物の棟数の推移¹⁻⁽⁴⁾

1・2. 研究の目的

現在の日本国内は高度に情報化・産業化が進み、東日本大震災をはじめとする多くの大地震において、改めて電力安定供給の重要度を再認識した。今後も東海地方などで M8 クラス、首都及びその周辺地域において M7 クラスの大地震が予測されている背景から、本研究では、電力施設の耐震性向上を図ることを目的とした。また、研究の対象は、現在の日本の主たる電源である火力発電から、ベースロード電源を担っている石炭火力発電施設とした。その中でもボイラ構造物は、主要設備のボイラが大規模なため、構造が高層化する傾向があり、ボイラ本体の熱膨張を逃がすため上端で懸垂支持構造となることから、地震によって揺れやすい。そのため、現行技術ではボイラと支持構造物の間に、振れ止め装置が設置されている。一部ではその振れ止め装置がエネルギー吸収を図り、制振化している技術もあり、高度化の開発も進められている¹⁻⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾。しかしながら、現行装置の多くは、鋼材の塑性変形を利用しており、1 度の大地震には有効であるが、長時間の地震や大地震の繰返しに対しては、変形の繰返しに伴う金属疲労が懸念される。そこで筆者らは、石炭火力発電所のボイラ構造物の振れ止め装置設置部に、制振技術で用いられるダンパを設置することを提案する。該当部にダンパを設置することは、従来の産業施設設計を変更することなく適用が可能となるため、その効果だけにとどまらず実用化にも重きを置いた施策となる。

ボイラ構造物で制振技術を適用する場合、支持構造物とボイラ本体が大小様々な配管や多種多様な機器と連結されているため、最大相対変位を抑制できること、稼働する相対変位の総量が抑制できること、そして現行同等程度若しくはそれ以下の応答加速度となることが求められる。層間にダンパを配し、エネルギーを吸収する手法こそ建築構造物の制振と似ていると言えるが、建築構造物では構造物の負担軽減と共に内部が居住空間となるために、地震時の応答加速度低減を目的に設計が進められる。また、最大相対変位を抑制する要求事項は、橋梁構造物における橋桁遊間量の変位に応答の移動量を収めようとする制振技術に比較的近いと言えるものの、稼働する相対変位の総量も抑制する、及び加速度を考慮する設計は、橋梁構造物では重きが置かれていない場合が多い。従って、石炭火力発電施設のボイラ構造物における制振技術の要求事項は他分野の制振と比較して固有の条件ということができ、ダンパを用いた制振技術を、改めてこの固有性に合わせて適応させる必要がある。

また、本研究においては、単に制振化によって性能向上を図るだけではなく、兵庫県南部沖地震以降、相次ぐ大地震の繰返しや特性の知見を考慮する。特に、2011 年の東北地方太平洋沖地震における長周期長時間地震、2016 年の熊本地震における震度 7 級地震の二回発生など、を課題として挙げる。両地震の後に発生した余震回数の推移を、図 1・5～1・6 に示す。現在の制振技術は、90 年代後半から 2000 年代前半に基本的な設計思想が構築されており、当時は構造物の耐用期間における大地震 1 回を許容するもの

であった。しかしながら、東北地方太平洋沖地震の継続時間や大規模余震、熊本地震での前震と本震ではその設計を超えてしまう。これらの課題に対しては既に技術対策が始まっており¹⁻⁽⁸⁾、建築業界においては個別物件における建築評定の他、日本免震構造協会等では、デバイスメーカー間の技術レベル格差の縮小も含めて取り組まれている¹⁻⁽⁹⁾。しかしながら、今回対象とするボイラ構造物を始めとする産業施設では、制振技術に要求される事項も異なり固有の条件がありながらその特性が明らかになっていない。

本研究では、石炭火力発電所のボイラ構造物に求められるダンパ特性を探索し、そのダンパ特性を有する制振ダンパを開発する。また開発したダンパの基本特性とボイラ構造物への適応性を明らかにし、開発したダンパを用いたボイラ構造物に適用した場合の制振効果の有効性を示す。



図 1・4. 磯子火力発電所全景（タワー型ボイラ）¹⁻⁽¹⁰⁾

海域で発生した主な地震の余震回数比較（※本震を含む）
（マグニチュード 5.0 以上）

2012 年 12 月 07 日 19 時 00 分現在

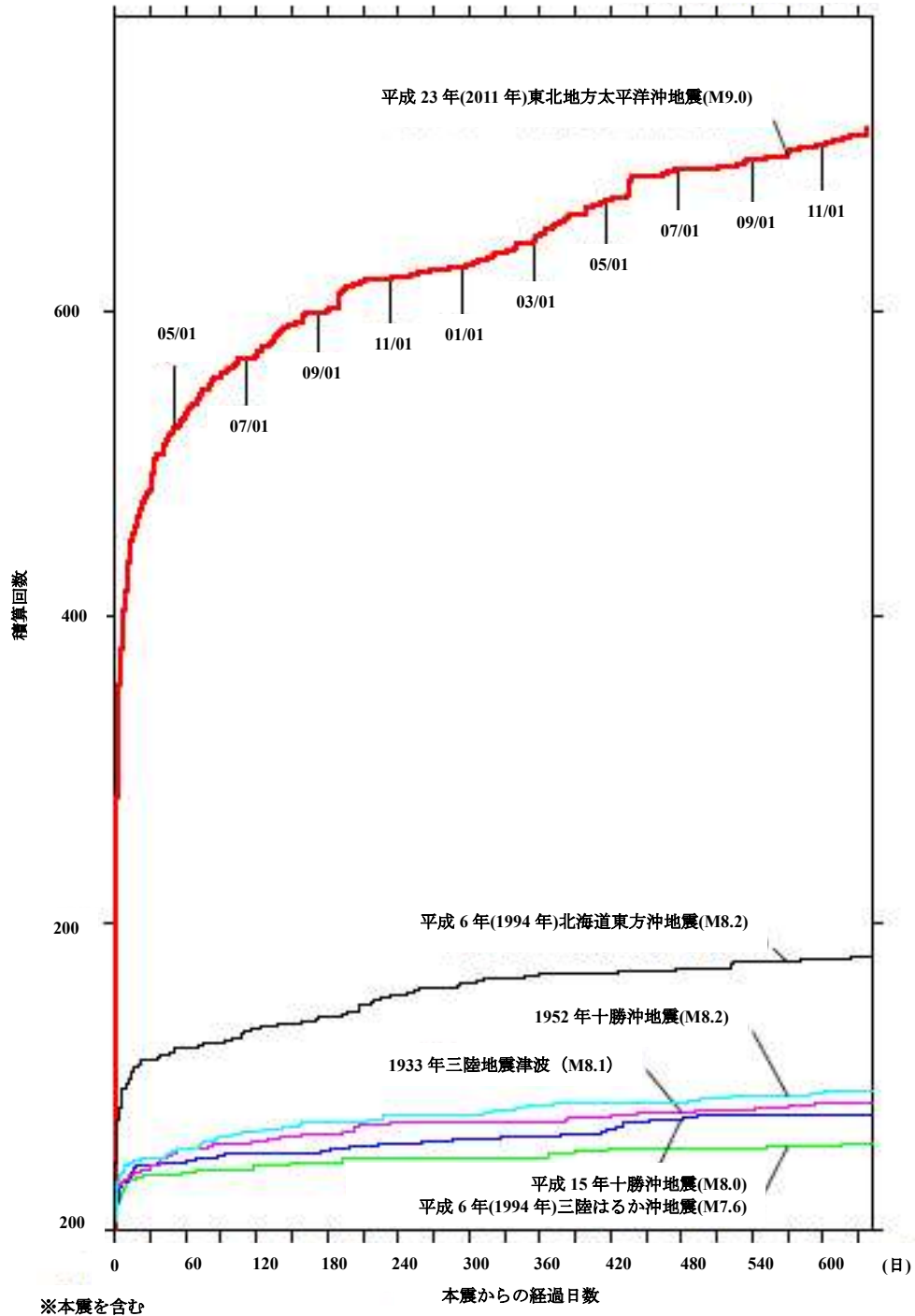


図 1・5. 東北地方太平洋沖地震の余震回数^{1)・(11)}

内陸及び沿岸で発生した主な地震の
地震回数比較 (マグニチュード 3.5 以上)

2017 年 4 月 30 日 24 時 00 分現在

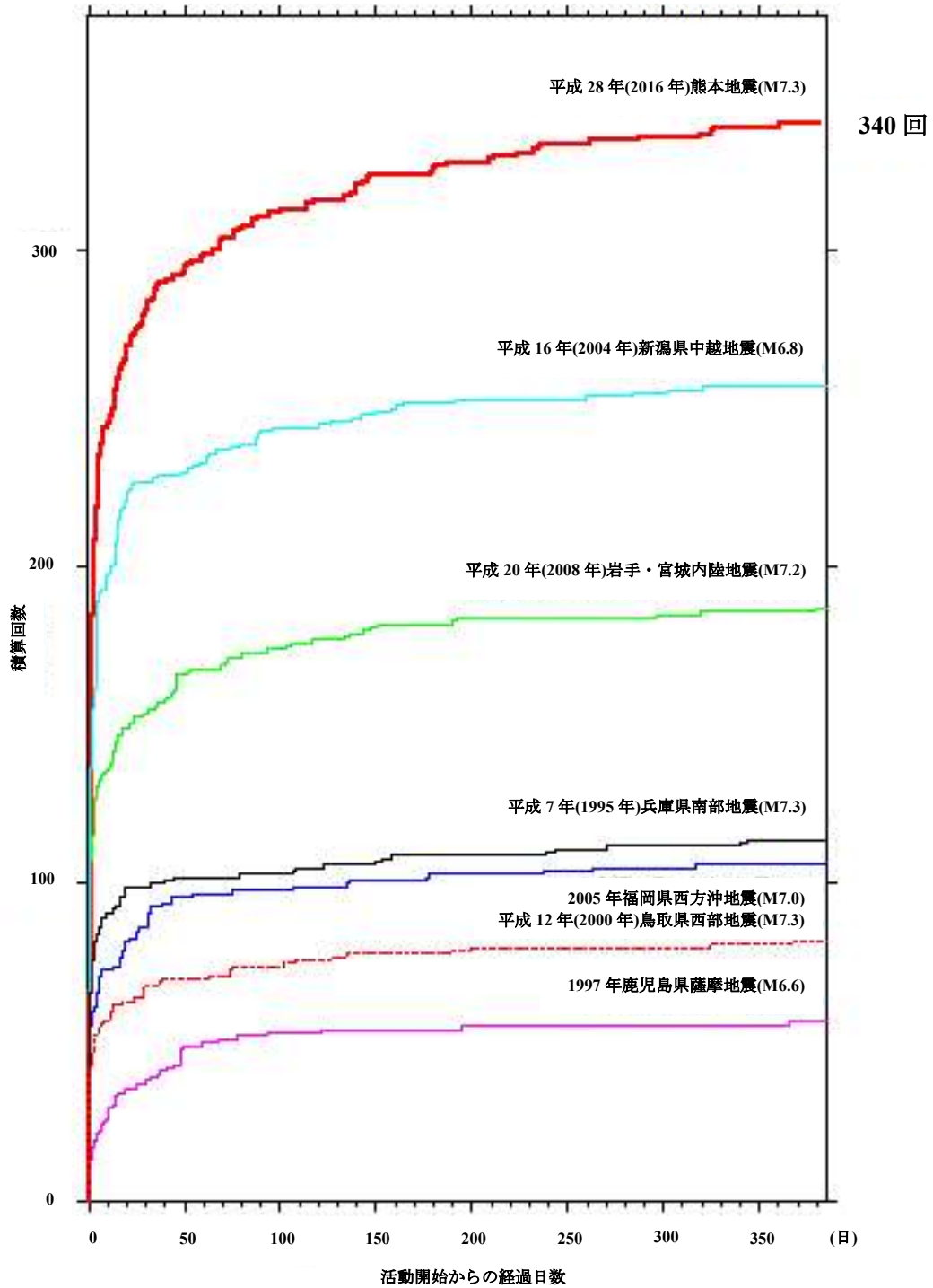


図 1・6. 熊本地震の余震回数¹⁾⁻⁽¹²⁾

第 1 章の参考文献

- 1-(1) 東日本大震災合同調査報告書編集委員会, 東日本大震災合同調査報告 機械編 (2013), p.49.
- 1-(2) 一般社団法人火力原子力発電技術協会, 東北地方太平洋沖地震火力発電所の被害と復旧調査報告書(2012), pp.13-14, pp.47-82.
- 1-(3) 電機事業連合会 電源別発電電力量の推移 (on line), available from <<http://www.fepc.or.jp/nuclear/state/setsubi/>>.
- 1-(4) 一般社団法人日本免震構造協会, 免震制振データ集計結果(2016)(on line), available from <http://www.jssi.or.jp/menshin/doc/ms_ss_data.pdf>
- 1-(5) 相田清, 応和泰行, 丸山直伴, 西田英一, 河村幸太郎, 鈴木浩平, 藤田聡, 千葉敏郎, 実機ボイラ構造物連結部の弾塑性挙動による制振効果の実証実験, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.68, No.676 (2002), pp. 3525-3531.
- 1-(6) Aida, K., Owa, Y., Suzuki, K., Fujita, S., Evaluation of aseismic reliability of actual boiler structures and a study on design of seismic ties based on proof tests using a large scaled shaking table, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.126(2004), pp.46-52.
- 1-(7) 相田清, 応和泰行, 丸山直伴, 河村幸太郎, 鈴木浩平, 藤田聡, 千葉敏郎, ボイラ構造物弾塑性連結部の振動エネルギー吸収性能, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.70, No.690 (2004), pp. 371-376.
- 1-(8) 藤田聡, 皆川佳祐, 長田修一, 田中剛, 産業施設を対象とした粘性-摩擦直列ダンパーに関する研究(ダンパーの構造と基本性能), 日本機械学会論文集, Vol.82, No.838 (2016), DOI:10.1299/transjsme.15-00493.
- 1-(9) 一般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 3 版(2013), pp.438-457.
- 1-(10) 電源開発株式会社, エネルギーと環境との共生 磯子火力発電所
- 1-(11) 気象庁, 海域で発生した主な地震の余震回数比較 (マグニチュード 5.0 以上) (2012)(online), available from <https://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/2011_03_11_tohoku/yoshinikaku.pdf>.
- 1-(12) 気象庁, 内陸及び沿岸で発生した主な地震の地震回数比較 (マグニチュード 3.5 以上) (2017)(online), available from <https://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/2016_04_14_kumamoto/kaidan>.

第2章 ボイラ構造物の制振

2・1. 緒言

本章では，ボイラ構造物に採用する制振技術を提案する．また地震応答解析から，制振装置に適した特性を明らかにし，開発するダンパを決定する．

2・2. ボイラ構造物の制振手法

石炭火力発電の基本的な構造を，図2・1に示す．同発電は，石炭を燃焼させて蒸気を発生させ，その蒸気にてタービンを廻して電力を得る．ボイラは，タービンと共に発電の中核を担う機器である．石炭火力は，火力発電の中でも比較的安価な材料である石炭を燃料とするために，LNGより安価で大容量の電力が得やすい長所がある．反面，LNG火力発電よりも起動・停止が遅く，二酸化炭素の排出量が多いことが短所として挙げられる．現在は，国内の原子力発電施設の殆んどが停止しているため，その長所を活かして日本のベースロード電源を担っている．

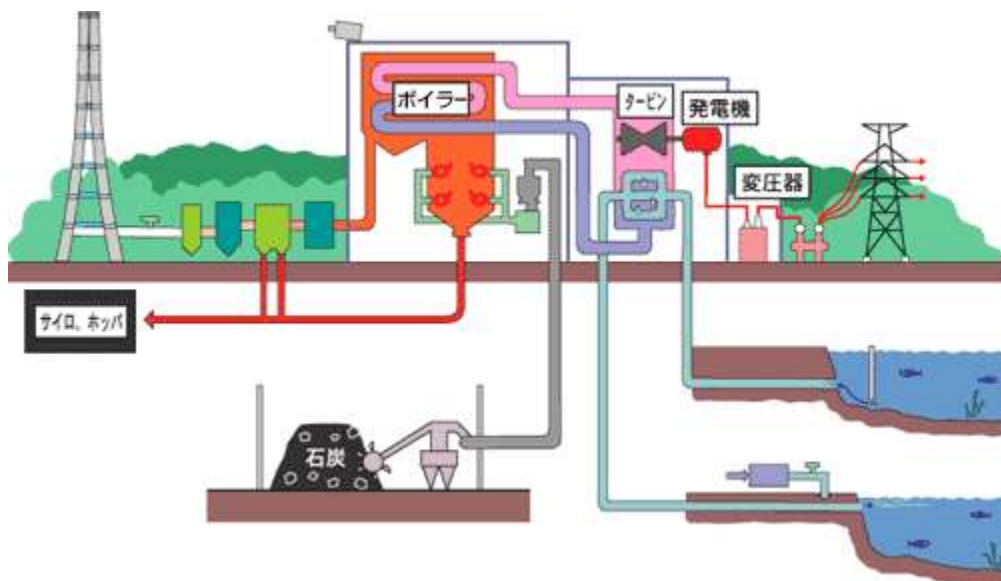


図2・1. 石炭火力発電所の基本的構造²⁻⁽¹⁾

ボイラ構造物の概略図を図2・2に示す．ボイラ構造物は，前述のボイラとそれを支持する支持構造物から構成される．ボイラは，大容量発電の源となる蒸気を大量に発生させるため，大型化・高層化する傾向がある．また，大型化・高層化するボイラが石炭を燃焼させるため高温化することで熱膨張を生じるが，その変形を逃がすために，支持

構造物がボイラを懸垂状に支持する。そのため、構造的に揺れやすい。それを抑制するため、現行技術においては、ボイラと支持構造物の間に、振れ止め装置が設置されている。振れ止め装置の大部分は、金属の塑性変形を利用したものであり、一部はその塑性変形によるエネルギー吸収を利用した制振技術も採用されている。これらは、単発的な地震には有効であり、過去の大地震においてもその効果を証明してきている。しかしながら、現行技術は、金属塑性を利用しているために、大地震や余震が繰り返された場合には、損傷が危惧される。振れ止め装置の損傷は、支持構造物との衝突によるボイラ損傷の因子となるが、ボイラの損傷は電力の安定供給や早期復旧のために防がなければならない。

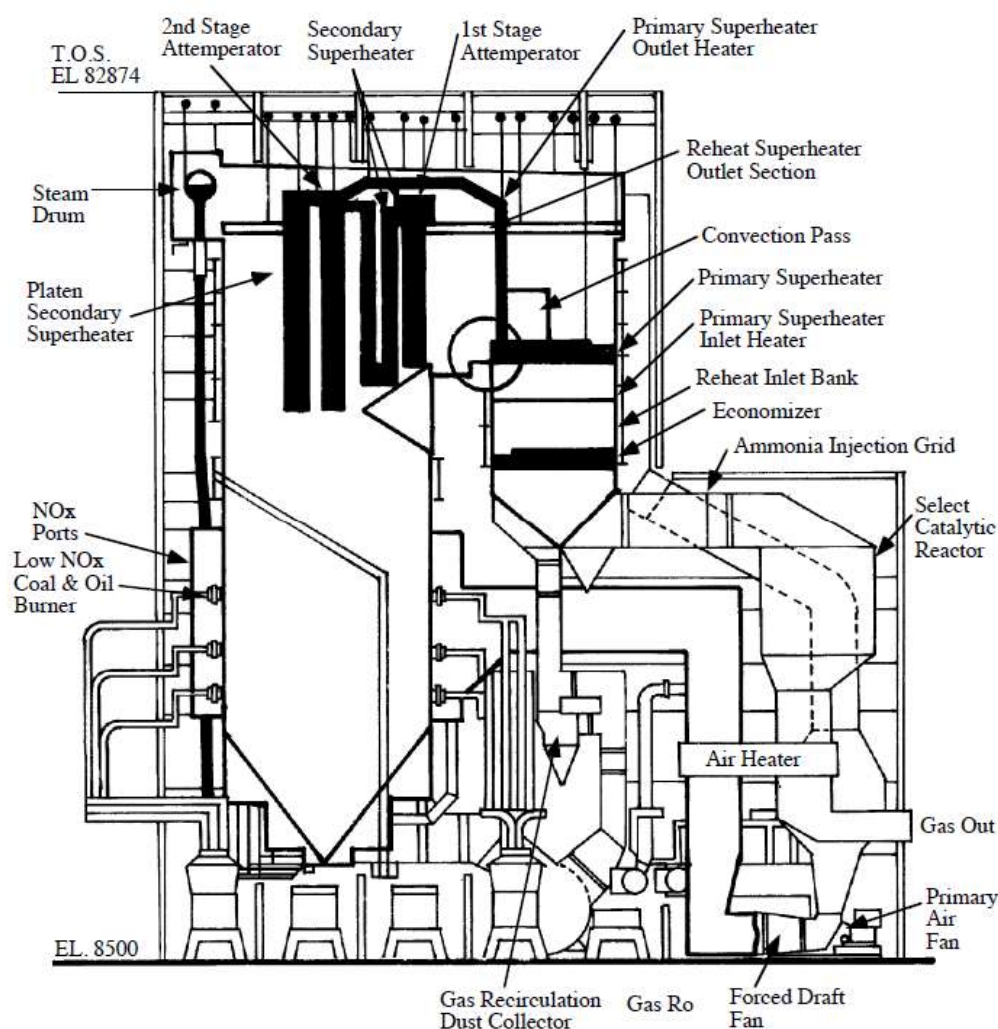


図 2・2. ボイラ構造物概要図 ²⁾⁽²⁾

そこで筆者らは、ボイラと支持構造物の間にこれまで建築・土木構造物で実績を重ねてきた制振ダンパを採用する手法を提案する。同部位への制振ダンパの採用（以降、層間設置方式と呼称）は、従来のボイラ構造物設計を変えることなく、装置のリプレイスで耐震性能を向上させることができる。これにより、新設以外にも老朽化した施設に対しても、耐震補強で利用できる。

対策としては、この他に免震や付加質量型制振を採用する手法も考えられた。しかしながら、免震ではボイラ構造物自体の耐震性能の効果は高くなる一方、構造物全体の変位量が増大化する。加えて、基礎を絶縁すること等、免震構造化に伴いプラント設計を大きく変える必要がある。また、付加質量型では特定若しくは特定域の振動数の振動低減は図れるが、ボイラはシンメトリな形状ではなく、主となる一次固有周期の他、ねじれ方向など多次元的な挙動を示すものに対する設計と最適化が難しいことから、採用を見送った。

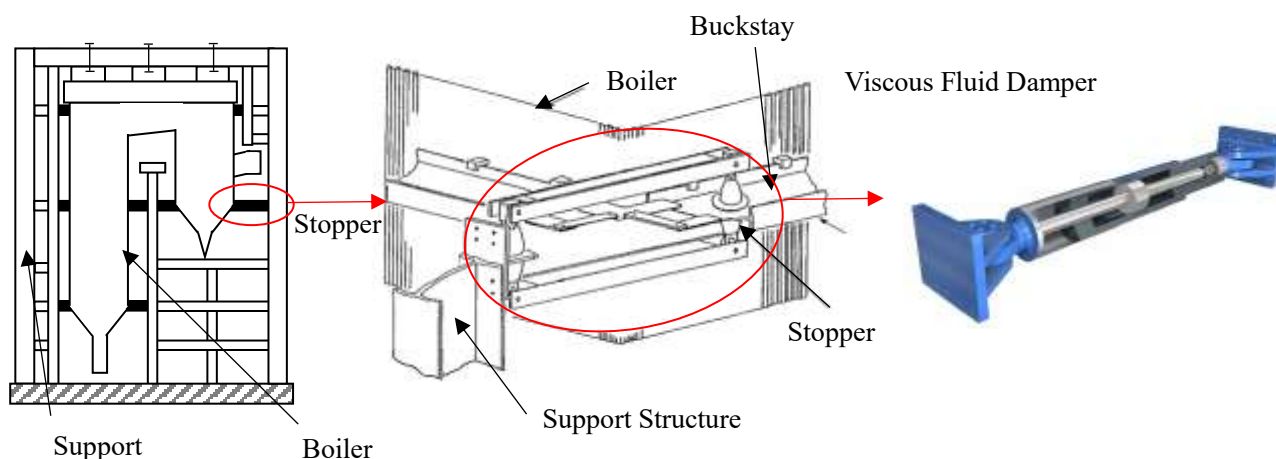


図 2・3. 振れ止めからダンパのリプレイスイメージ

層間設置方法では、制振ダンパへの設計的な要求事項は現行の振れ止めとほぼ同等となる。要求事項は大きく三点に大別でき、第一に、ボイラ構造物は、支持構造物と内蔵するボイラをはじめとする多種多様な機器が大小様々な配管で繋がっているために、ボイラと支持構造物間の変位（以降：相対変位と呼称）を許容値以下に収めることが必要となる。更に、最大の相対変位を設計値以下に収めることに加え、有事の際に稼働する以外の常時には、極力固定に近い状態であることが求められる。配管は、地震動以外にも構成機器・部材の熱伸縮などの動きも考慮して設計され、それらは自在継手等で稼働できるようになっている。しかしながら、自在継手は正負交番回数に限度があるため、常時はほぼ固定であることが適する。また、ボイラ構造物では地震の加速度の影響を、慣性力による構成部材の応力度評価として捉え、設計する。そのため、構造物の負荷低減を目的に応答加速度低減が要求される。但しこの要求は、機器保全や大地震の際の安

全確保のため、ボイラ本体や構成機器及び配管らが健全であった上で必要となる。従って、設計時の評価は、相対変位を優先する。但し、極端に変位を抑制する設計をした場合、耐震構造のような剛な状態になる場合もあるため、応答加速度への配慮し、振れ止めを設置した時と同等程度を目安とし、入力波の条件が厳しくなった場合も極端に加速度が上昇しないこと、として評価する。

2・3. 適正な制振装置特性の探索

本項では、ボイラ構造物で層間設置方式を採るため、現状の振れ止めの特性よりも有効となる制振ダンパの特性を、地震応答解析により検証する。

2・3・1. ボイラ構造物の解析モデル

ボイラ構造物は、ボイラとそれを支える支持構造物から成る。ボイラは大容量発電のため、大型・高層化する。そのため、実際の構造物設計においては、多質点モデルや三次元モデルで解析・設計される。しかしながら、相田らの既往の研究においては、地震時に励起される振動モードは、比較的低次に限定され、主たる振動モードが二次モードであることが示されており、二質点で簡易評価する手法が報告されている²⁽³⁾。

そこで本解析では、ボイラ構造物を二質点に置き換え、モデル化する。ボイラ構造物のモデル化について、図 2・4 に示す。制振ダンパを支持構造物とボイラの層間に設置するが、そのモデル化については 2・3・2 項において後述する。解析モデルのパラメータは、既往の研究を参照²⁽⁴⁾し、ボイラと支持構造物の質量比 m_s/m_b を約 2.6、固有周期は約 1.3 秒とした。構造減衰はレーリー減衰で付与し、その値は既往の研究を参照²⁽⁵⁾し、5%とした。

運動方程式について式(1)に示す。また、レーリー減衰の式について、式(2)に示す。

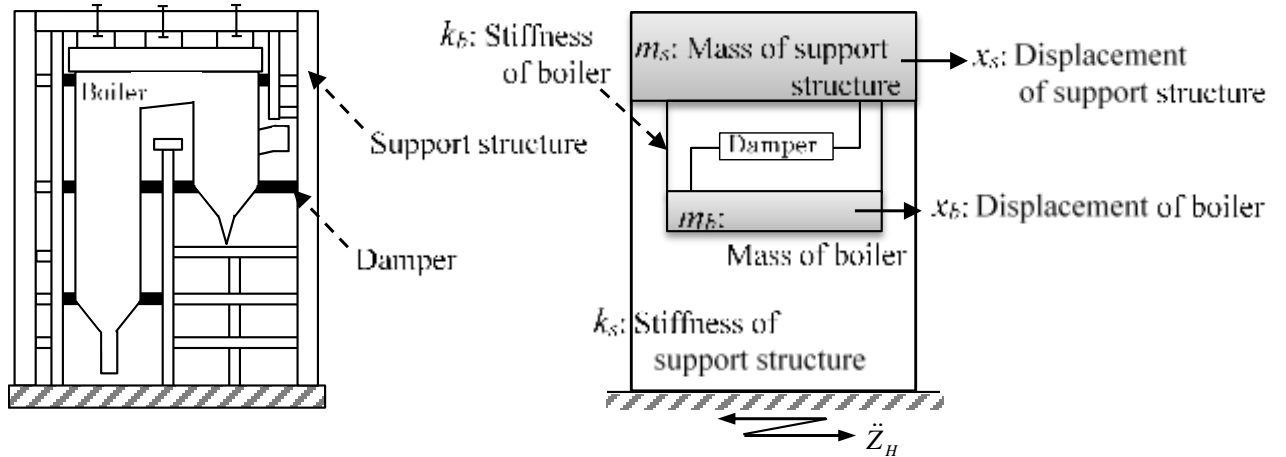


図 2・4. ボイラ構造物の二質点へのモデル化

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{X}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{X}} + \mathbf{K}\mathbf{X} + \mathbf{F}_{\text{Damper}} = -\mathbf{M}\mathbf{1}\ddot{z}_H \quad (1)$$

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_s & 0 \\ 0 & m_b \end{bmatrix}, \quad \mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_s + k_b & -k_b \\ -k_b & k_b \end{bmatrix}, \quad \mathbf{X} = \begin{bmatrix} x_s \\ x_b \end{bmatrix}, \quad \mathbf{F}_{\text{Damper}} = \begin{bmatrix} -F_{\text{Damper}} \\ F_{\text{Damper}} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{1} = \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{C} = \alpha\mathbf{M} + \beta\mathbf{K} \quad (2)$$

$$\alpha = 2\omega_1\omega_2 \times (h_1\omega_2 - h_2\omega_1) / (\omega_2^2 - \omega_1^2)$$

$$\beta = 2(h_2\omega_2 - h_1\omega_1) / (\omega_2^2 - \omega_1^2)$$

$h_1 = h_2 = 0.05$: Damping constant of Rayleigh type

ω_1 : 1st Natural angular frequency

ω_2 : 2nd Natural angular frequency

2・3・2. 制振ダンパの解析モデル

制振ダンパの特性は、一般的に抵抗力と変位若しくは抵抗力と速度の関係で表すことができる。本解析においては、現行の振れ止めの他、建築構造物や土木構造物で用いられる代表的な二つのモデルを採用する。一つ目は、オイルダンパや粘性ダンパで用いられる粘性減衰であり、もう一つは、摩擦ダンパなどで用いられるバイリニアモデルである。

振れ止めの解析モデルは、変位と抵抗力の関係がバイリニアとなる解析モデルである。このモデルは、既往の研究を参照²⁾⁽⁶⁾に、一次剛性と二次剛性の比を 1/41、降伏変位を約 7mm となる設定をした。バイリニアモデルについて、図 2・5 に示す。

粘性減衰の解析モデルは、Maxwell モデルを使用した。Maxwell モデルは、ばねと減衰の要素が直列配置されたモデルであり、オイルダンパの解析モデルとして使用されることが多い。そのため、減衰の要素には、速度に比例する粘性減衰を入力し、剛性の要素には本体剛性を入力した。本体剛性は、文献²⁽⁷⁾を参考にし、4.5mm で最大抵抗力に到達するような剛性値とした。Maxwell モデルと粘性減衰について、図 2・6 に示す。

摩擦ダンパなどで用いられるバイリニアモデルは、振れ止めを想定したバイリニアモデルと異なり、二次の剛性がほぼゼロとなることで、変位と抵抗力の関係が、矩形型となる（以降、矩形型バイリニアと呼称）。一次剛性は、各装置により相違があり、ここでは振れ止めのバイリニアと特徴の差異をつけるため、降伏変位を 1mm として高い剛性を付与した。矩形型バイリニアについて、図 2・7 に示す。

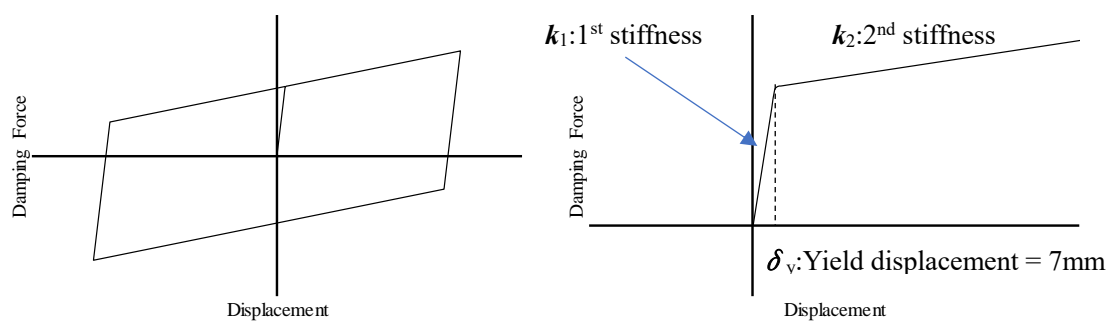


図 2・5. バイリニアモデル（左：変位と抵抗力の関係、右：各剛性と降伏変位）

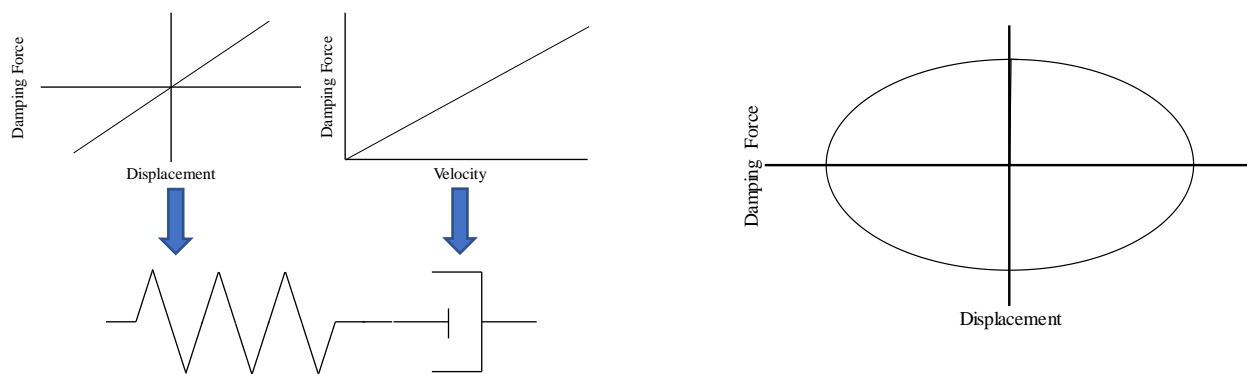


図 2・6. 粘性減衰を用いた Maxwell モデル
（左：Maxwell モデル概念図、右：粘性減衰の変位と抵抗力の関係）

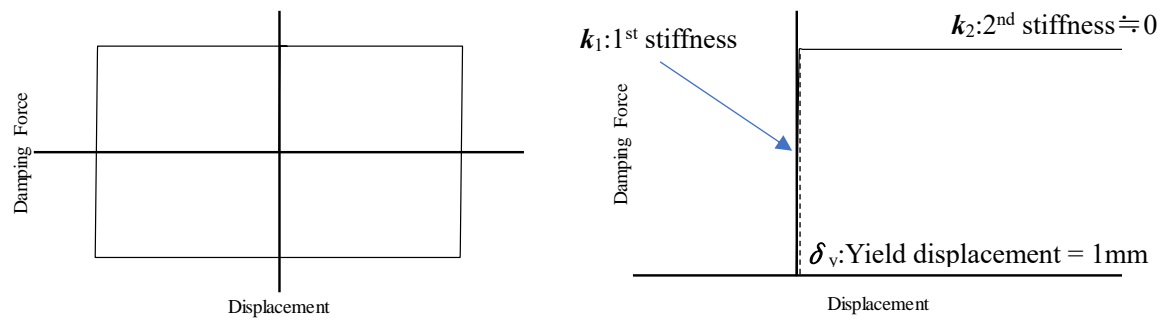


図 2・7. 矩形型バイリニア（左：変位と抵抗力の関係、右：各剛性と降伏変位）

2・3・3. 解析方法

ボイラ構造物は、従来の振れ止め装置を設置し、最大速度を 0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時に、相対変位が 150mm 以下となるように設計されている²⁻⁽⁸⁾。本項で行う解析は、その設計に基づき実施する。制振は、構造物におけるエネルギー吸収を制御する技術であり、一般的な制振ダンパの評価の場合、減衰定数やエネルギー吸収を評価する。しかしながら、本研究課題でもある長周期長時間地震に対しては、既往の研究²⁻⁽⁹⁾においてエネルギー吸収による制振ダンパの自己損傷が懸念されている事例もある。ダンパの損傷は、有事の際の電力安定供給や早期復旧を阻害するため、抑止しなければならない。そこで本研究では、エネルギー吸収だけでなくダンパの剛性にも着目する。ボイラ構造物の制振技術を実現するための要求事項は前述のとおり、最大相対変位と累積する相対変位の総量（以降：累積変位量と呼称）を抑制することであるが、それを実現する手段に、ダンパのエネルギー吸収だけでなく剛性も積極的に活用する。この手法によれば、エネルギー吸収の過度な上昇を抑えることが出来る。一方、剛性への依存性が高くなった場合、支持構造物とボイラを固定してしまう状況となり、加速度応答が過度に上昇することも考える。但し、加速度は、振れ止め装置を設置した時と同等程度となること、若しくは入力波条件が上昇した時も過度に上昇しないこと、を評価するため、支持構造物とボイラを固定するだけの状況には至らない。これはボイラ構造物の特徴と耐震性能の要求特性を捉えた手法と言える。

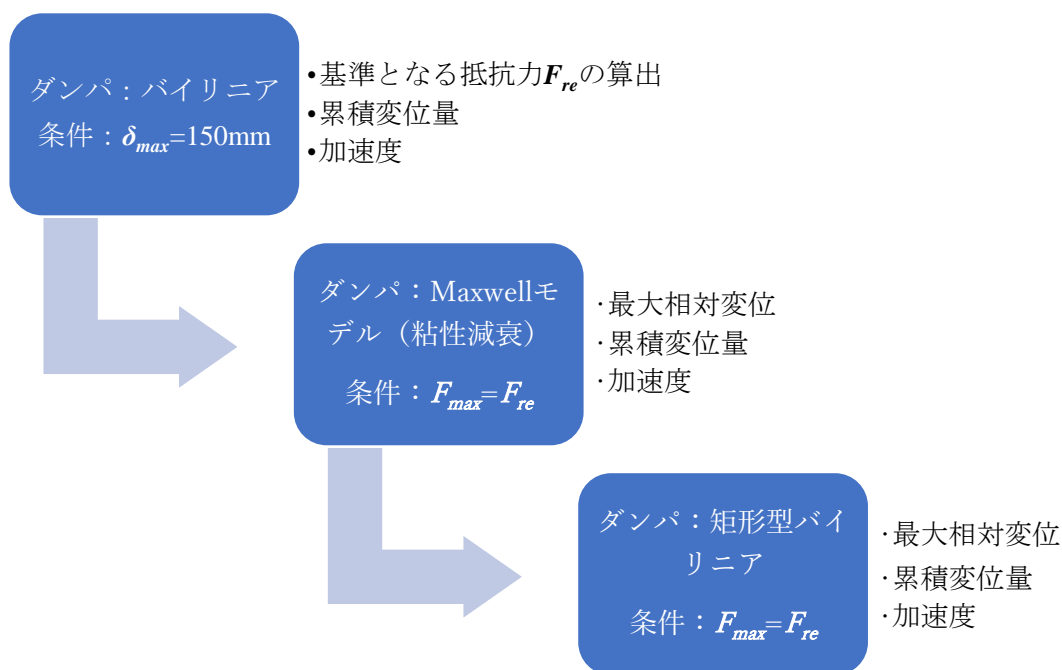
本解析では、まず現行の設計を基準として評価する。現行の設計は、振れ止め装置を設置したボイラ構造物に、最大速度を 0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時に、相対変位が 150mm 以下となる。そのため解析では、まず二質点に置き換えたボイラ構造物の支持構造物とボイラの間に、振れ止めを想定したバイリニアモデルを配して、Taft EW 波を入力する。次に、この解析によって得られたバイリニアモデルの最大反力と等価な抵抗力を有するその他のダンパの解析モデルのパラメータ探索を行う。ダンパの解析モデルは、減衰の項に粘性減衰を採用した Maxwell モデルと矩形型バイリニアモデル

である．このパラメータを探索した後，地震応答解析を実施する．

この結果より，実際のボイラ構造物相当の応答性状が得られ，ダンパ特性を変更させたときの比較が可能となる．また，ダンパ特性はエネルギー吸収を等価にせず，最大抵抗力を等価にしたことで，ダンパが有する減衰と剛性の二つの機能による応答性への寄与を評価できる．解析のフローについて，図 2・8 に示す．

相対変位 δ_{max} は，ボイラと支持構造物間のクリアランスで決定する値であり，その値は既往の研究を参照とした²⁻⁽⁸⁾．また累積変位量は，相対変位の累積を示すものであり，変位差分の絶対値を積分して算出する．

入力波は，最大速度 0.5m/s に規準化した Taft EW 波を使用する．入力する Taft EW 波の応答スペクトルを図 2・9 に，加速度波形を図 2・10 に示す．本解析で用いたボイラ構造物モデルの固有周期は約 1.3 秒であるが，一般的にボイラ構造物の固有周期も 1～2 秒程度にあることが多く，Taft EW 波はボイラ構造物モデルの固有周期の付近で地震波のスペクトルが大きくなる特徴がある．そのため，従来耐震設計の入力波として頻繁に使用される El Centro NS 波，Hachinohe NS 波よりもボイラ構造物では応答が大きくなる傾向がある．0.5m/s の基準化は，1986 年に（財）建築センターから建築の耐震設計用として定められたものである．構造物の弾性設計用として 0.25m/s，弾塑性設計用で 0.5m/s が標準的な速度振幅レベルとされた．現在もその振幅で規準化された観測記録が耐震設計用地震波形として使用されることが多く，ボイラ構造物の設計でも使用されている．



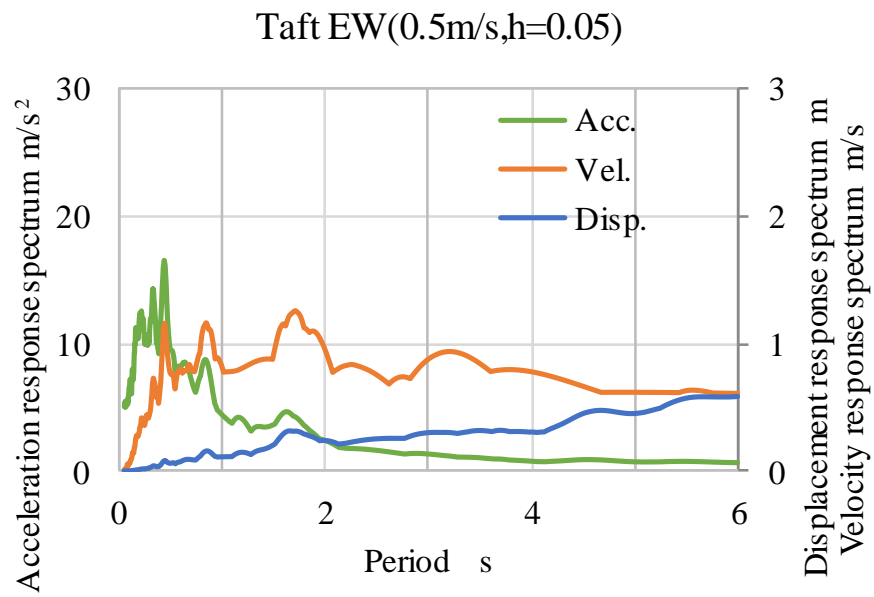


図 2・9. 0.5m/s に基準化した Taft EW 波の応答スペクトル

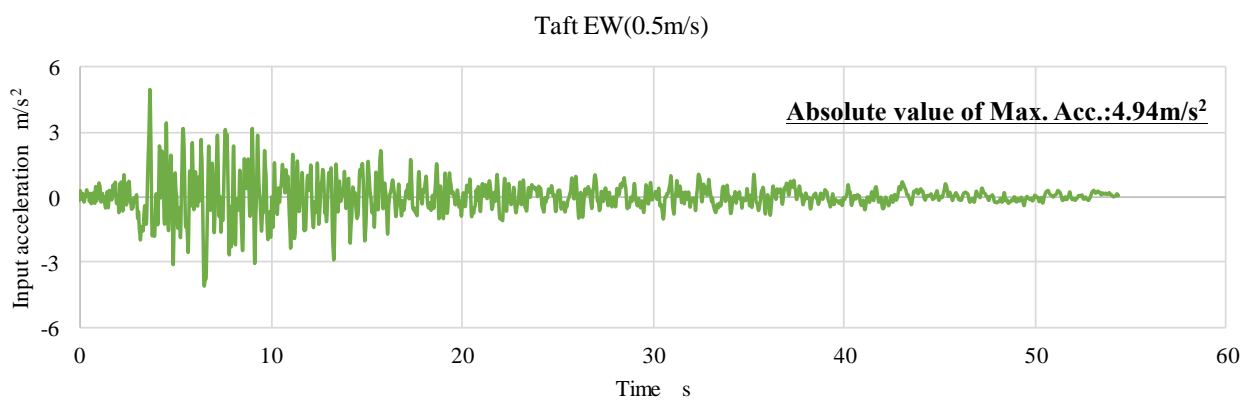


図 2・10. 0.5m/s に基準化した Taft EW 波の加速度波形

2・3・4. 解析結果

振れ止め装置を想定したバイリニアモデルは、最大相対変位が 150mm に達するために 33.4MN の最大抵抗力を要した。この抵抗力に準じた各ダンパモデルのパラメータを表 2・1 に示す。

表 2・1. 解析で求めた各ダンパのパラメータ

解析モデル	項目	単位	値
バイリニアモデル	一次剛性	MN/mm	3.34
	二次剛性	MN/mm	0.08
	降伏変位	mm	7
Maxwell モデル	粘性減衰設計式	—	$F=cV$
	減衰定数	MN・s/m	134
	剛性	MN/mm	7.5
矩形型バイリニア	降伏変位	mm	1
	降伏荷重	MN	33.4

各ダンパの変位と抵抗力の関係を図 2・11 に示す。また、図 2・12～14 に最大相対変位、累積変位量、ボイラ及び支持構造物の最大加速度の結果を示す。

振れ止め装置を想定したバイリニアモデルと等価な最大抵抗力を配する場合、粘性減衰を配した Maxwell モデルでは、最大相対変位は約 69mm 程度に抑制できる。同様に、矩形型バイリニアでは、約 74mm 程度に抑制できる。粘性減衰を配した Maxwell モデルと矩形型バイリニアの最大相対変位は、振れ止め装置を想定したバイリニアモデルと比べると約 50%に留まっている。振れ止め装置を想定したバイリニアモデル以外の最大相対変位の抑制効果は、振れ止めを想定したバイリニアモデルより効果が高く、その効果はほぼ等価である。

一方、累積変位量は、振れ止めを想定したバイリニアモデルよりも粘性減衰を配した Maxwell モデルは大きくなり、矩形型バイリニアでは小さくなる。

加速度は、ボイラについてはいずれもほぼ変化がないが、支持構造物で変化が生じている。バイリニアモデルと比較すると、粘性減衰を配した Maxwell モデルでは 10%ほど低減しているが、矩形型バイリニアでは 30%程増加している。

粘性減衰を配した Maxwell モデルは、速度に応じて抵抗力を発揮しエネルギー吸収する。そのため、稼働しなければその機能を發揮できないため、累積変位量が増加する。一方で、速度の低い部位でも抵抗力を下げて發揮させる分、加速度低減には有効となる。

矩形型バイリニアでは、地震時でもダンパが動き出すためには、降伏変位を通過し、降伏荷重に到達しなければならない。主要動に至らないような地震力が低い場合は、降

伏変位を超えずに一次剛性で変位を抑制するため、累積変位量を低下できる。一方で、最大抵抗力が他ダンパと同等でも、ほぼ動き出しから最大荷重に達するため、加速度がやや上昇してしまう傾向がある。しかしながら、評価としては最大相対変位と累積変位量の抑制が可能で、且つ加速度の過大な上昇に至っていないことから、矩形型バイリニアに近い特性がボイラ構造物の制振ダンパに適しているものと判断する。

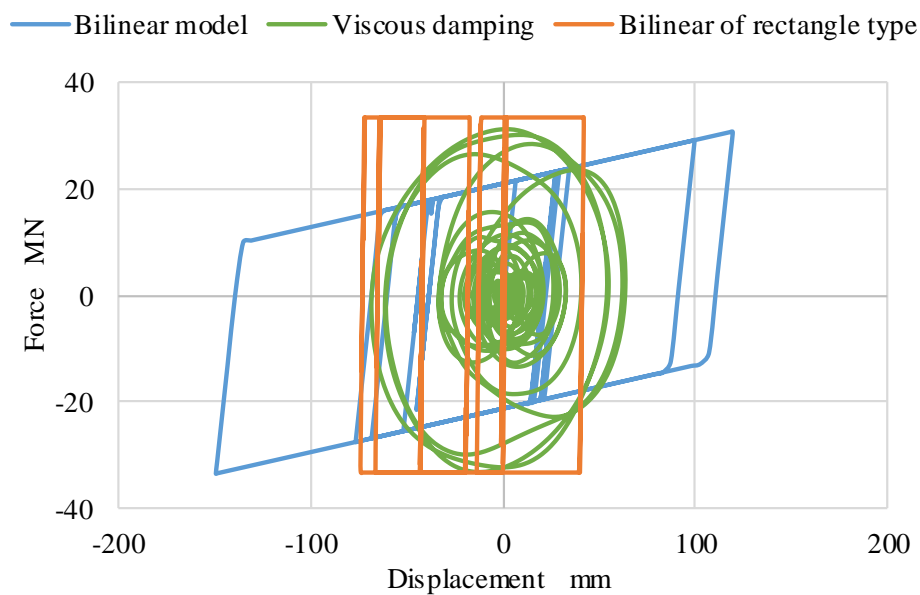


図 2・11. ダンパ抵抗力和変位の関係

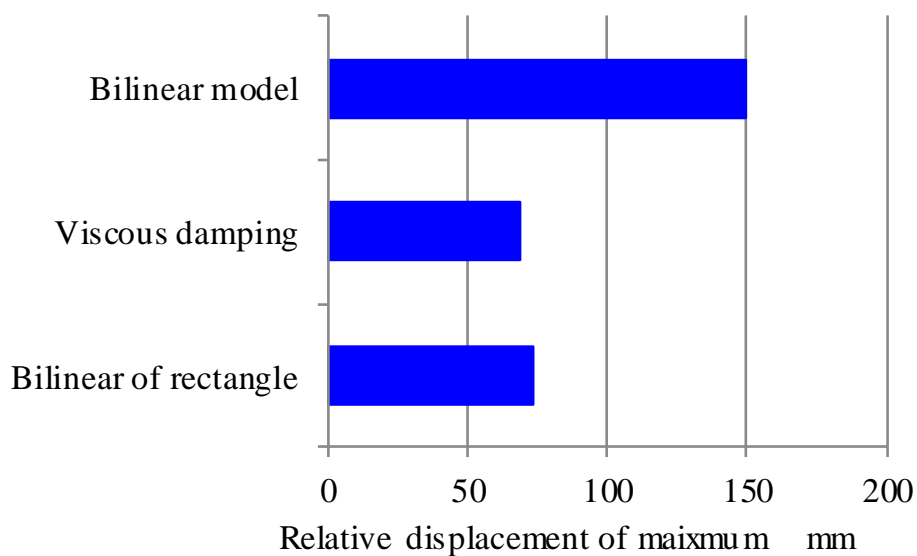


図 2・12. 各ダンパにおける最大相対変位の比較

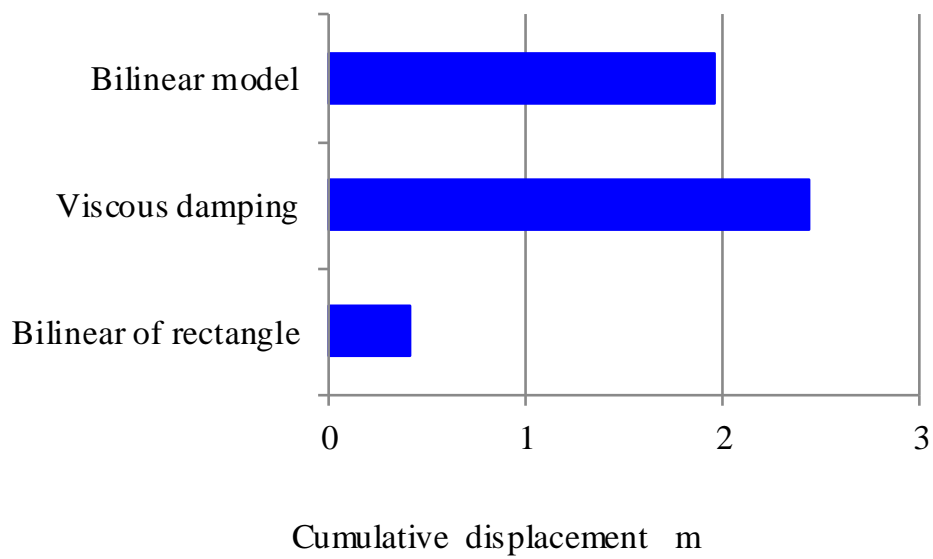


図 2・13. 各ダンパにおける累積変位量の比較

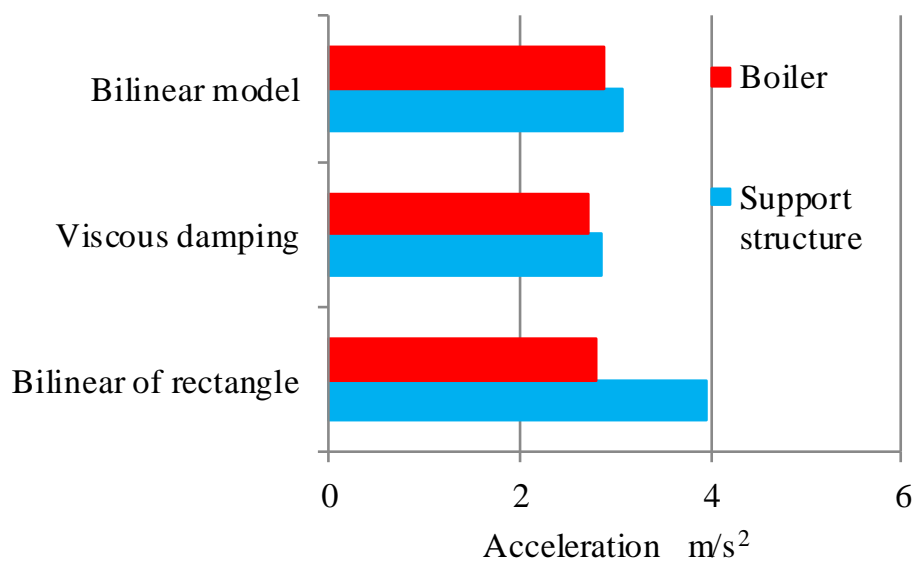


図 2・14. 各ダンパにおけるボイラ及び支持構造物の応答加速度の比較

2・4. 探索した制振ダンパ特性の効果確認

前項までに、ボイラ構造物の制振ダンパとして矩形型のバイリニアモデルの特性が有効であることを確認したが、本項では、Taft EW 波以外の入力波も用いた地震応答解析を行い、矩形型バイリニアの特性が、ボイラ構造物の制振に有効であることを確認する。

2・4・1. 解析手法

ボイラ構造物の解析モデルは前項同等とする。また、ダンパの解析モデルは、矩形型バイリニアと現行の振れ止めを想定したバイリニアモデルを使用する。

本項での解析は、各ダンパの解析モデルをボイラ構造物の解析モデルに設置して、0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時に、最大相対変位が 150mm となるダンパパラメータを設定し、その条件において他の地震波を入力する。これは、実際のプラント設計が、最大速度を 0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時に、相対変位が 150mm 以下となるように設計されていることを考慮した手法である。

入力する地震波は、Taft EW 波の他、El Centro NS 波、Hachinohe NS 波を使用する。両波形とも、最大速度を 0.5m/s に基準化したものであり、それぞれのスペクトルと加速度波形を、図 2・15～2・18 に示す。

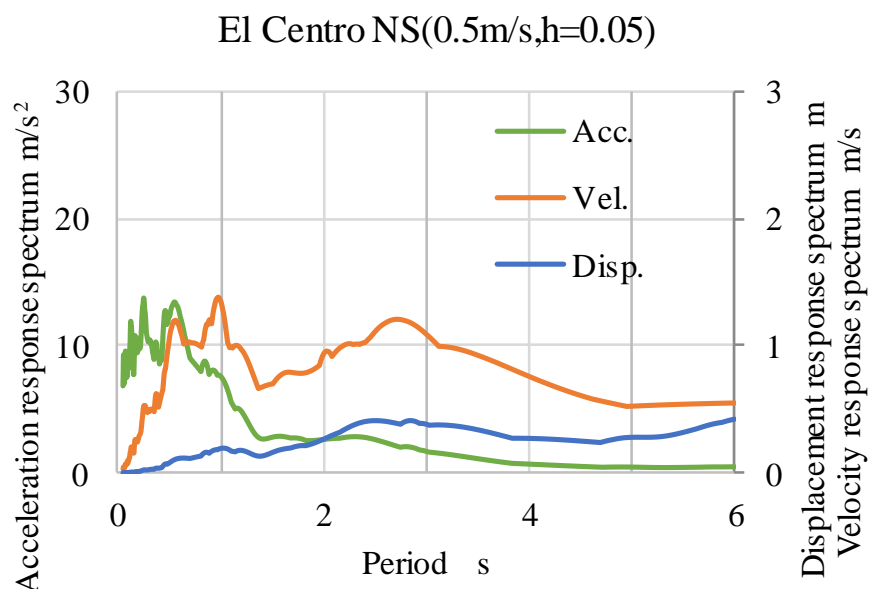


図 2・15. 0.5m/s に基準化した El Centro NS 波の応答スペクトル

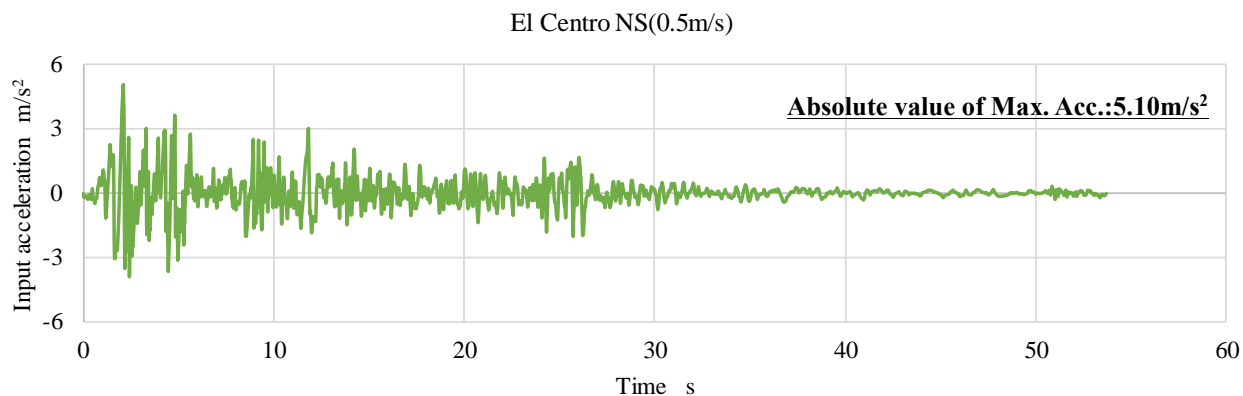


図 2・16. 0.5m/s に基準化した El Centro NS 波の加速度波形

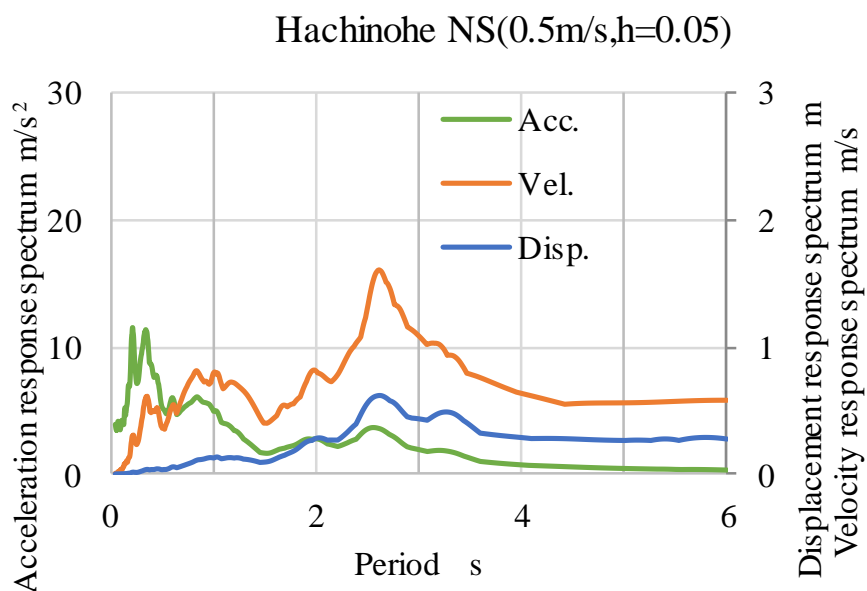


図 2・17. 0.5m/s に基準化した Hachinohe NS 波の応答スペクトル

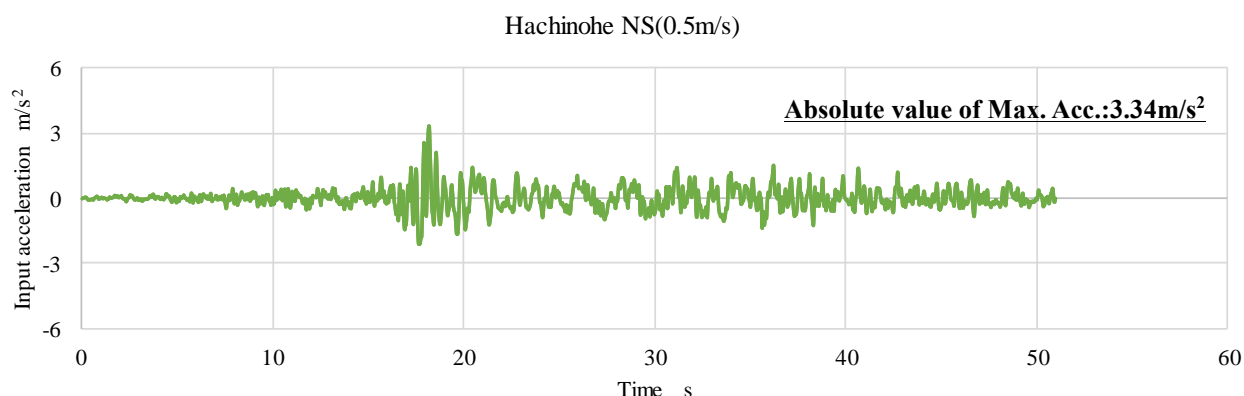


図 2・18. 0.5m/s に基準化した Hachinohe NS 波の加速度波形

2・4・2. 解析結果

解析結果より，Taft EW 波を入力したときに最大相対変位が 150mm に達する場合のパラメータを表 2・2 に示す．最大抵抗力は，バイリニアモデルのダンパの 33.4kN に対して，矩形型バイリニアは 25.5MN であった．解析条件を変更させたものの，本結果は，応答変位を等価にしながら抵抗力を減少していることから，前項結果同様，変位の抑制効果を示す結果となった．

表 2・2. 解析で求めた各ダンパのパラメータ

解析モデル	項目	単位	値
バイリニアモデル	一次剛性	MN/mm	3.34
	二次剛性	MN/mm	0.08
	降伏変位	mm	7
矩形型バイリニア	降伏変位	mm	1
	降伏荷重	MN	25.5

各入力波における変位と抵抗力の関係を図 2・19～21 に示す．Taft EW 波を入力した時には，最大の相対変位は同等ながら，矩形型バイリニアの方が最大の抵抗力が小さく，且つエネルギー吸収が大きい．図 2・22 にエネルギー吸収の時刻歴推移を示す．Taft EW 波の場合は，約 13%程度大きい結果となっている．

一方，El Centro NS 波を入力した場合には，最大相対変位も小さいが，その分エネルギー吸収も小さくなっている．しかしながら，ダンパの抵抗力は，図 2・23 のダンパ抵抗力の時刻歴推移に示すように，地震波が入力されている間，常時作用している．このことは，ダンパが有する剛性で，変位を抑制していることを示す．

Hachinohe NS 波を入力した場合には，両ダンパでほぼ一次剛性の範囲で変位を抑制している．ダンパ抵抗力の時刻歴推移を図 2・24 に示すが，前入力波同様，地震波が入力されている間，常時作用していることが確認できる．

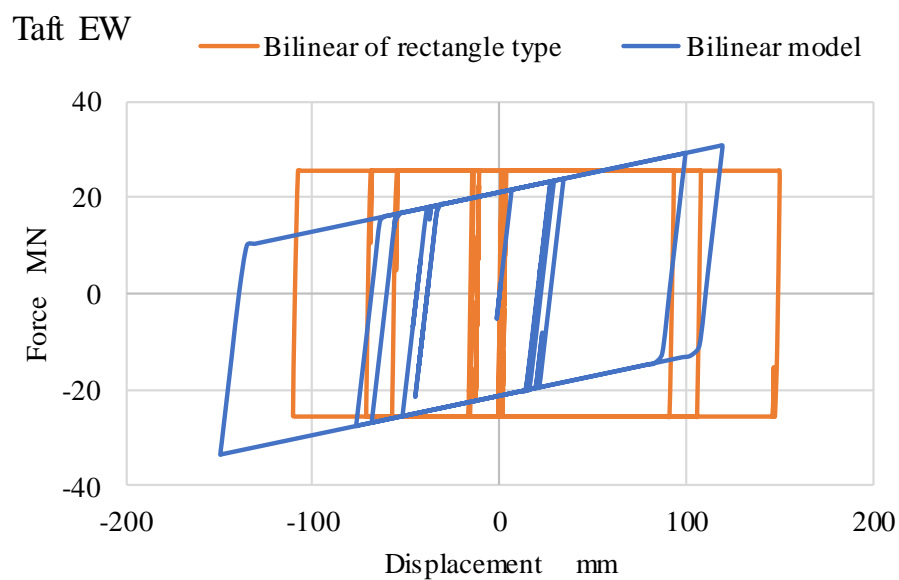


図 2・19. Taft EW 波入力時のダンパ抵抗力和変位の関係

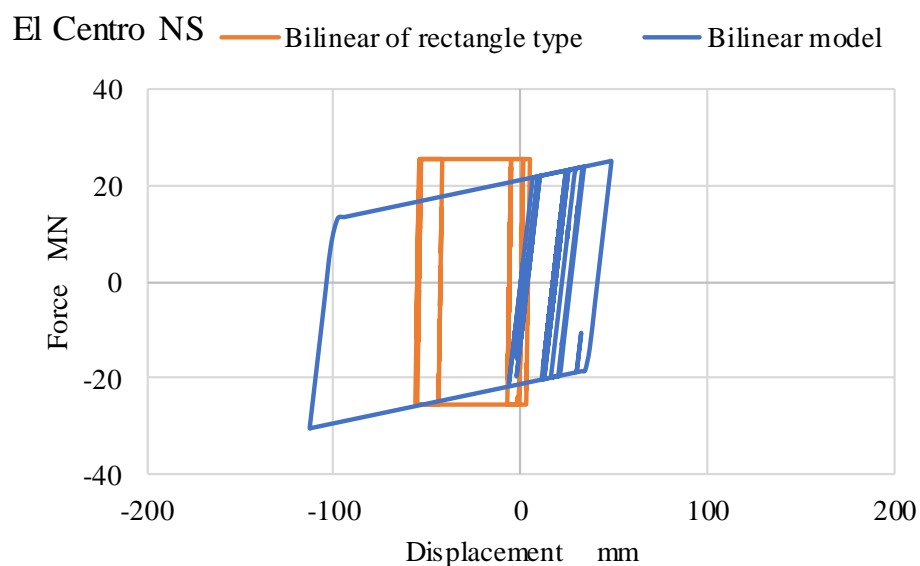


図 2・20. El Centro NS 波入力時のダンパ抵抗力和変位の関係

Hachinohe NS

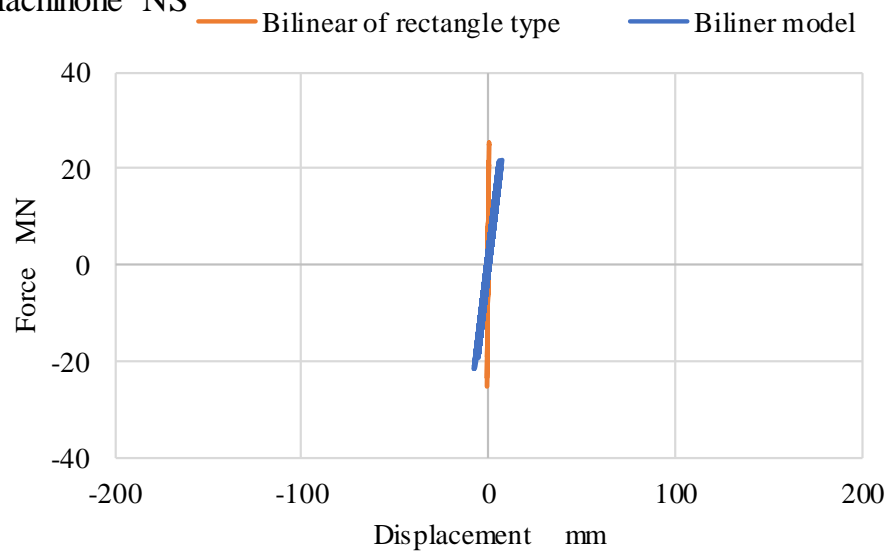


図 2・21. Hachinohe NS 波入力時のダンパ抵抗力和変位の関係

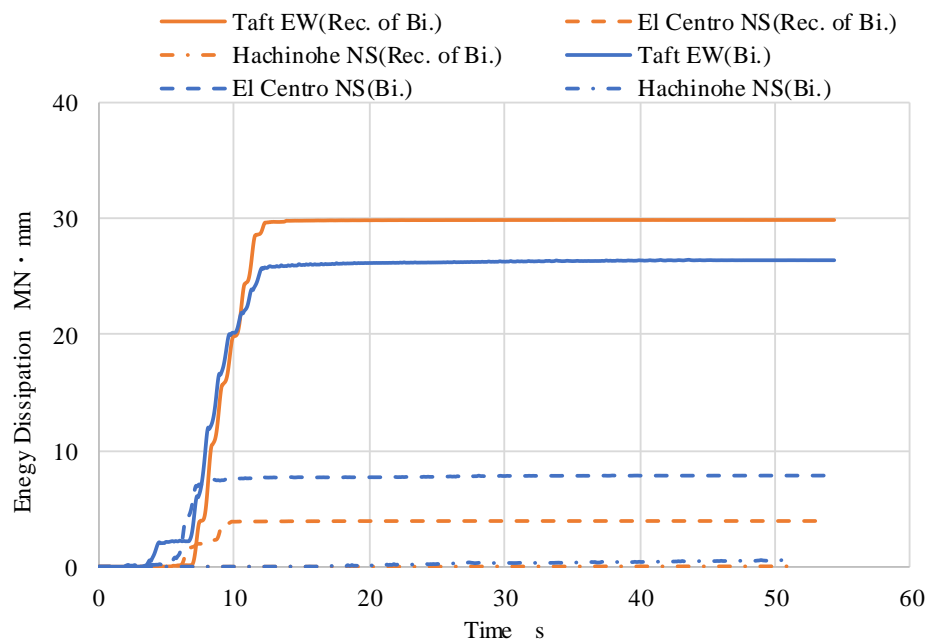


図 2・22. 地震波入力時のエネルギー吸収の時刻歴推移

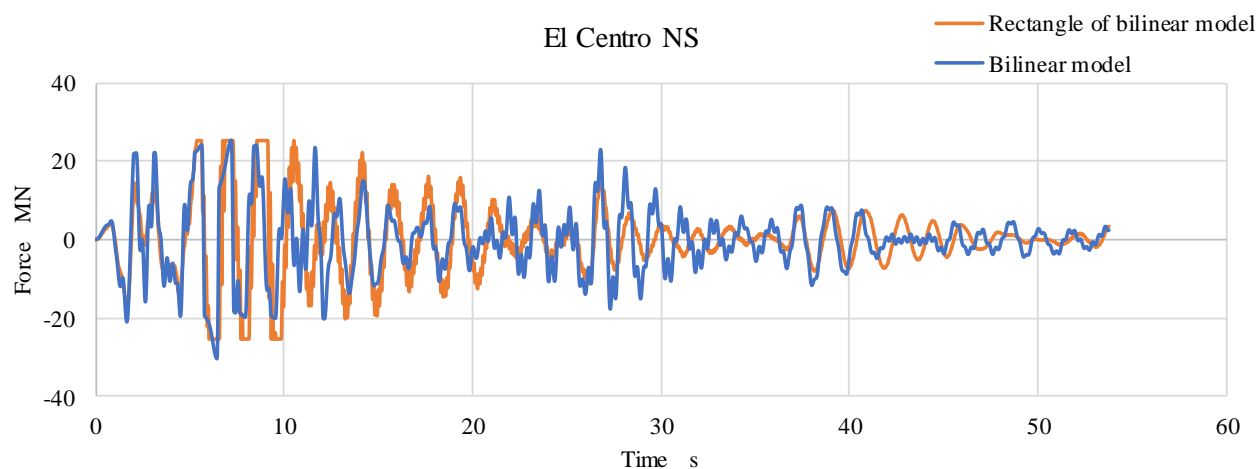


図 2・23. El Centro NS 波入力時のダンパ抵抗力の時刻歴推移

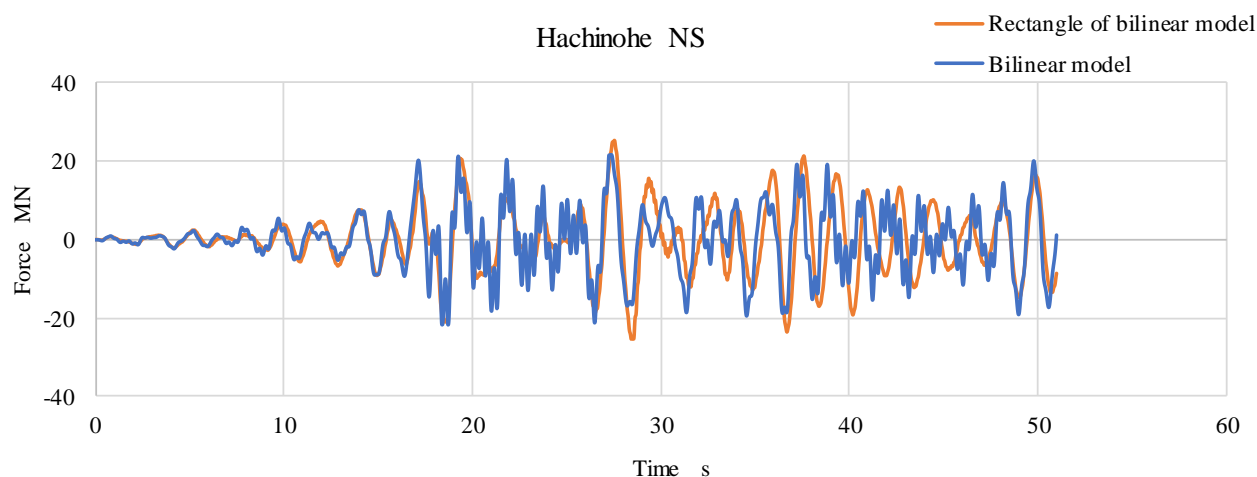


図 2・24. Hachinohe NS 波入力時のダンパ抵抗力の時刻歴推移

各地震波を入力した時の最大相対変位，ダンパ抵抗力，累積変位量及び最大加速度を図 2・25～28 に示す．最大相対変位は，矩形型バイリニアの方が，バイリニアモデルよりも抑制できている．また，累積変位量についても同様である．

ダンパ抵抗力は，Taft EW 波と El Centro NS 波の場合は矩形型バイリニアの方が小さいが，Hachinohe NS 波ではその逆となる．前二波の場合は，最大抵抗力の設定が小さいため必然的な現象ではあるが，Hachinohe NS では，矩形型バイリニアの一次剛性が大きいいため，その現象が発生している．

最大加速度は，前項同様，矩形型バイリニアの方が増加する傾向が Taft EW 波，Hachinohe NS 波で見受けられる．その増加は，最大で 30%程度であるが，Taft EW 波以下である．El Centro NS 波の最大加速度の場合は，ほぼ同等ながら 10%前後バイリニア

モデルの方が増加する。この理由は、応答変位がバイリニアモデルの場合、最大相対変位が矩形型バイリニアの約二倍となっていることから、矩形型バイリニアのエネルギー吸収による変位抑制効果と考える。

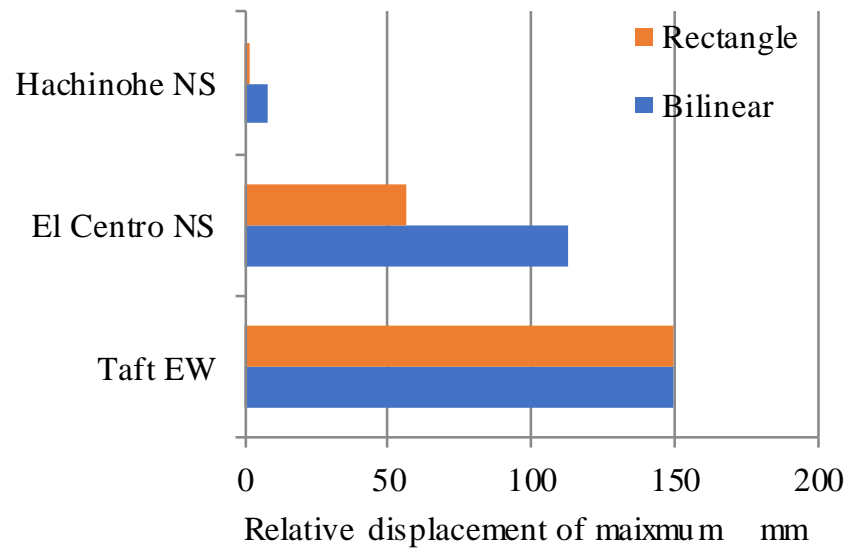


図 2・25. 各地震波入力時の最大相対変位の比較

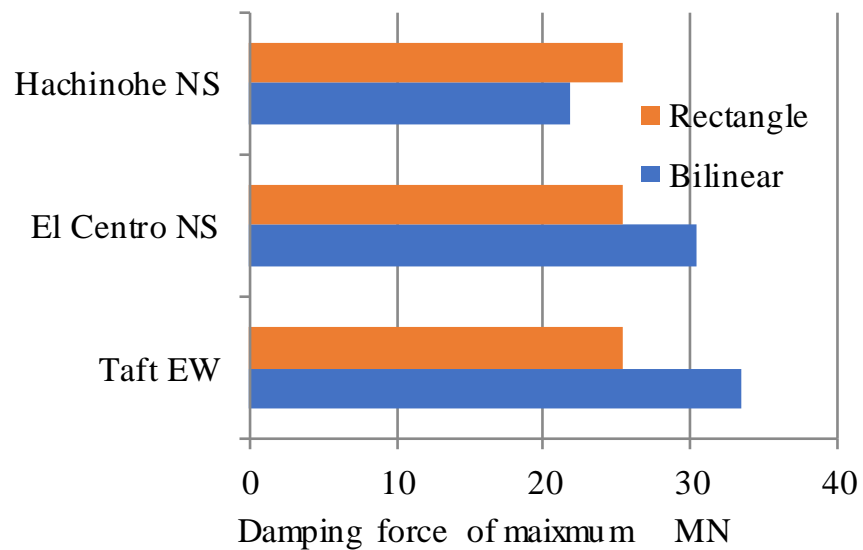


図 2・26. 各地震波入力時の最大ダンパ抵抗力の比較

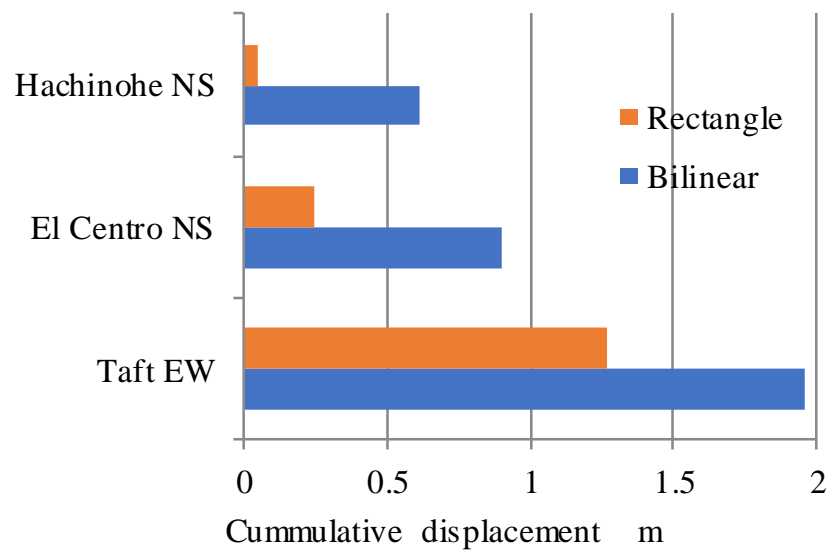


図 2・27. 各地震波入力時の累積変位量の比較

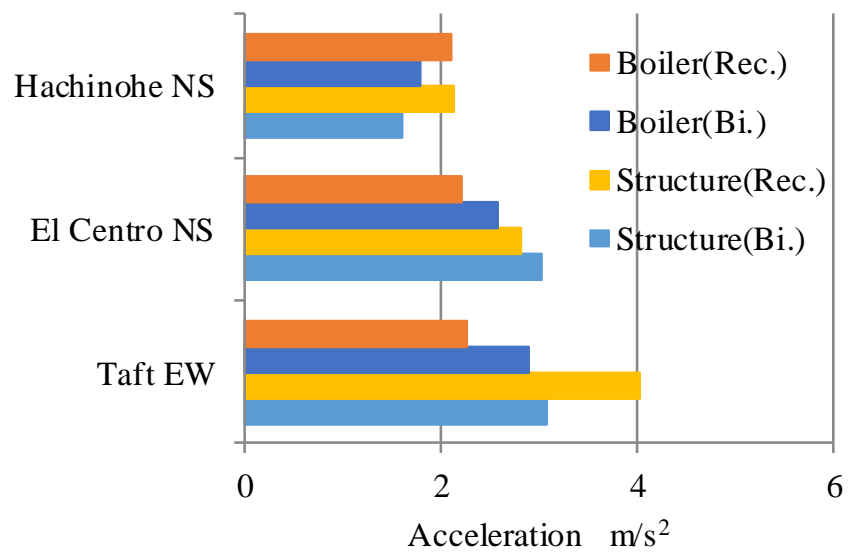


図 2・28. 各地震波入力時の最大加速度の比較

2・5. 結言

本章では，ボイラ構造物に採用する制振技術を提案し，地震応答解析から，制振装置に適する特性を明らかにした．

以下にその結果を示す．

- ・ボイラ構造物で制振を適用する場合，設置されている配管のため，最大相対変位と累積変位量が抑制されること，振れ止め装置を設置した現行設計と同等程度の加速度となることが求められる．
- ・上記要求事項を満たすダンパを現行装置である振れ止め装置の他，代表的な制振装置特性として粘性減衰，矩形型バイリニアを挙げ，解析的に検証した．ボイラ構造物を二質点に置き換え，最大速度 0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した結果，矩形型バイリニアが相対変位だけでなく，累積変位量を抑制できるダンパとして適していた．
- ・矩形型バイリニアの制振効果を，最大速度 0.5m/s に基準化した El Centro NS,, Hachinohe NS 波でも確認した．

以上より，変位抑制効果に優れる矩形型バイリニアモデルの特性に類似した抵抗力と変位の関係を有しつつ，現在の振れ止め装置の課題でもある地震の繰返しに対して有効なダンパの研究開発を行うことを目的とする．

第 2 章の参考文献

- 2-(1) 中部電力株式会社, 火力発電のしくみ(on line), available from
<http://www.chuden.co.jp/energy/ene_energy/thermal/the_shikumi/index.html>.
- 2-(2) 藤田聡, 台湾 921 集集地震(1999.9.21)被害調査速報－産業施設（機械設備, 工場等）の地震被害－, 台湾集集地震(1999.9.21)被害調査報告書
- 2-(3) 相田清, 応和泰行, 丸山直伴, 西田英一, 河村幸太郎, 鈴木浩平, 藤田聡, 千葉敏郎, 実機ボイラ構造物連結部の弾塑性挙動による制振効果の実証実験, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.68, No.676 (2002), pp. 3525-3531.
- 2-(4) 相田清, 河村幸太郎, 丸山直伴, 鈴木浩平, 藤田聡, 千葉敏郎, 大型振動台を用いた実証試験に基づく実機ボイラ構造物の耐震信頼性評価, 日本機械学会 Dynamics & Design Conference 2000 CD-ROM 論文集, No.613(2000).
- 2-(5) 西田英一, 鈴木浩平, 河之邊浩, 今村正勝, 地震観測波形によるボイラ構造物の動特性同定（多入力多出力 AR モデルによる同定）, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.59, No.557 (1993), pp.73-78.
- 2-(6) Aida, K., Kawate, K., Hiyoshi, Y., Kawamura, K., Fujita, S., Earthquake load reduction effects of boiler structures by high energy absorbing seismic ties, Proceedings of the ASME 2014 PVP, PVP2014-28351(2014).
- 2-(7) 一般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 3 版(2013), pp.438-457.
- 2-(8) 相田清, 応和泰行, 丸山直伴, 河村幸太郎, 鈴木浩平, 藤田聡, 千葉敏郎, 弾塑性連結部の剛性分布を最適化したボイラ構造物の制振効果に関する実証実験, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.70, No.696 (2004), pp. 2817-2821.
- 2-(9) 藤田聡, 皆川佳祐, 長田修一, 田中剛, 産業施設を対象とした粘性－摩擦直列ダンパーに関する研究(ダンパーの構造と基本性能), 日本機械学会論文集, Vol.82, No.838 (2016a), DOI:10.1299/transjsme.15-00493.
- 2-(10) Tanaka, G., Minagawa, K., Aida, K., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part1 Fundamental analysis and component test, Proceedings of the ASME 2017 PVP, PVP2017-65592(2017).
- 2-(11) Aida, K., Minagawa, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part2 Evaluation of lifetime, Proceedings of the ASME 2017 PVP, PVP2017-65628(2017).

- 2-(12) Minagawa, K., Aida, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part3 Evaluation of vibration control performance, Proceedings of the ASME 2017 PVP, PVP2017-65638(2017).

第3章 ボイラ構造物に適用する制振ダンパの研究開発

3・1. 緒言

本章では、ボイラ構造物の制振ダンパとして必要な矩形型のバイリニアな特性を有しつつ、現在の耐震設計の課題となっている地震の繰返しにも対応できるダンパの研究開発を目的として、実大規模のダンパを設計及び試作試験する。また抵抗力の理論式を導出し、動的載荷試験の結果と理論式を比較し、理論式の妥当性を検証する。また試験結果より解析モデルを構築し、そのモデルを使用した地震応答解析を行い、その再現性を確認する。

3・2. 制振ダンパの種別

制振は、構造物の振動エネルギーを減衰させる技術であり、その殆んどがダンパや動吸振器を配置する手法で行われる。その技術は、ダンパを構造物の相対変位が生じる箇所に設置する層間ダンパ方式、構造物と同調稼働する付加質量を利用するマスダンパ方式、固有周期が異なる構造物を連結させる連結式に大別できる。主なダンパの種別を、図3・1に示す。これらは、機械分野においては、建築・土木の分野よりも早くから振動制御のために使用されてきたものであるが、建築・土木分野においてはそれらを大容量化して活用しはじめ、主に1995年の兵庫県南部地震以降から現在までに普及している。層間ダンパ方式は、相対変位が生じる箇所にダンパを設置し、相対変位発生時にダンパを稼働させ、減衰を図る手法である。建築・土木などの大型構造物で制振技術が採用される場合は、この方式が最も多く、新築の他耐震補強でも使用される。この方式で利用されるダンパは後述する。マスダンパ方式は、構造物に動吸振器を設置する手法である。付加質量を構造物の固有周期と同調させる必要があることと、大型構造物では付加質量も大型化する傾向があるため、主に新築且つ設置環境が整う場合に使用される。パッシブで使用する Tuned Mass Damper（以降、TMD と呼称）の他、錘の稼働をモータ等でアクティブ制御する Active Mass Damper（以降、AMD と呼称）が従来の主流であった。近年は Tuned Mass Damper を組み合わせて、固有周期の振動低減は低下するものの同調周期帯を広げることで振動低減領域を広くした Multiple Mass Damper（以降、MMD と呼称）なども開発されている。連結式は、固有周期が異なる構造物を連結させ、位相の異なる挙動同士をその位相差で振動を減衰させる。連結部にダンパを設置し、減衰を付加することでその効果を助長させる技術も開発されている。連結式では、構造物の挙動と同調して稼働するパッシブ型ダンパの他、ダンパ稼働の一部を電氣的に制御し、ダンパ効果を助長するセミアクティブ型、挙動をすべて電氣的に制御するアクティブ型等が使用される。

層間ダンパ方式で使用するダンパは、制振技術の普及により多種多様になりつつあり、その他の方式でも使用される場合がある。代表的なものとして、鋼材ダンパ、摩擦ダンパ、粘性ダンパ、オイルダンパ、粘弾性ダンパ等が挙げられる。

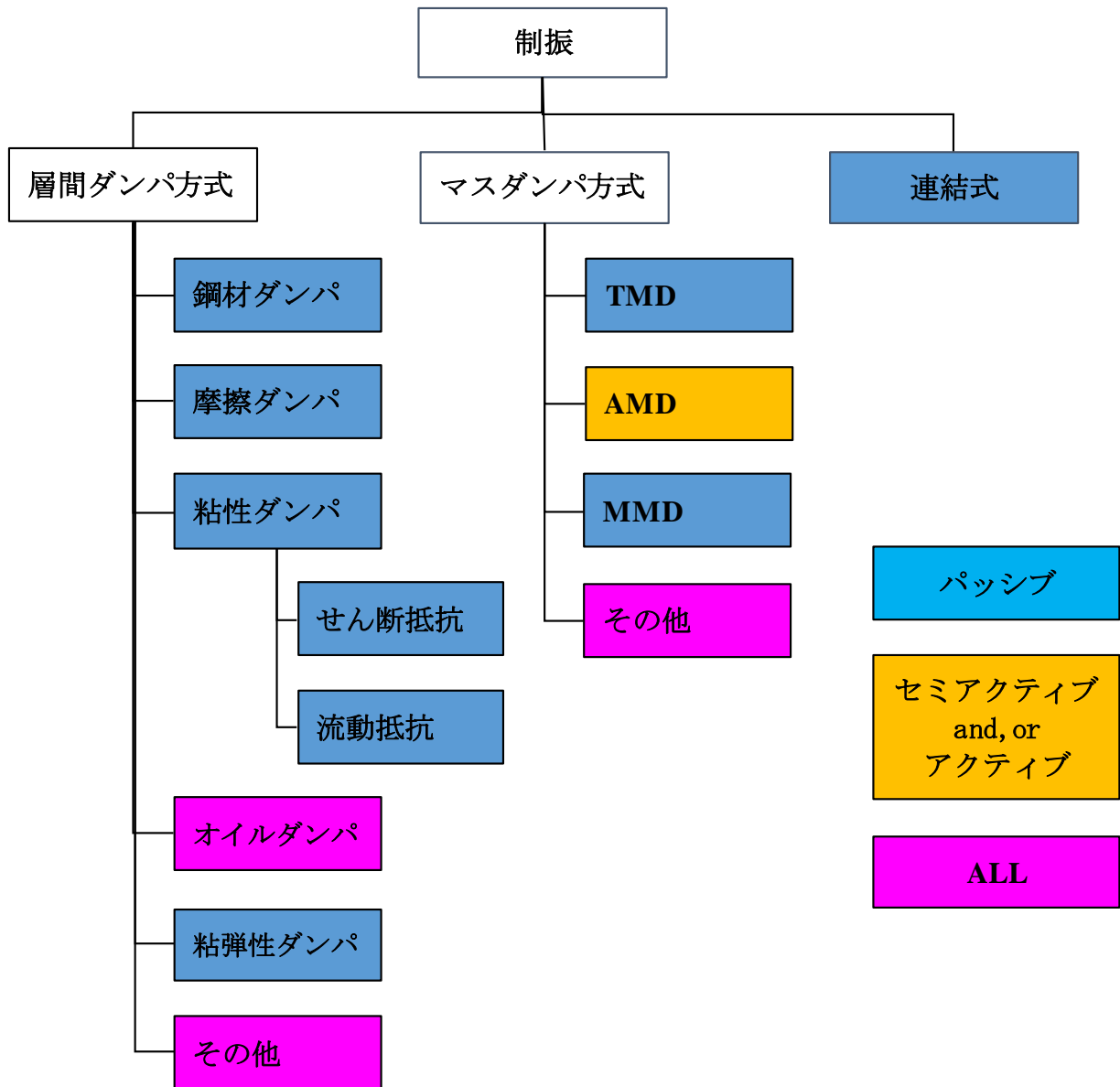


図 3・1. 主なダンパの種別

鋼材ダンパは、金属の変形挙動をダンパ特性として利用するものである。特徴としてコンパクトで大容量の抵抗力を得やすいほか、引張・圧縮の他、曲げ等の変形でも効率を問わなければ抵抗力を得られ、形状に自由度があることが特徴に挙げられる。また、温度の依存性が低いことも特徴の一つに挙げられる。但し、金属塑性を利用することから、繰り返し回数には限度があり、累積変位量をひずみで表現した累積塑性倍率によりその限界を定めることが多い。現在、ボイラ構造物で使用される振れ止め装置もこの部類に分類される。

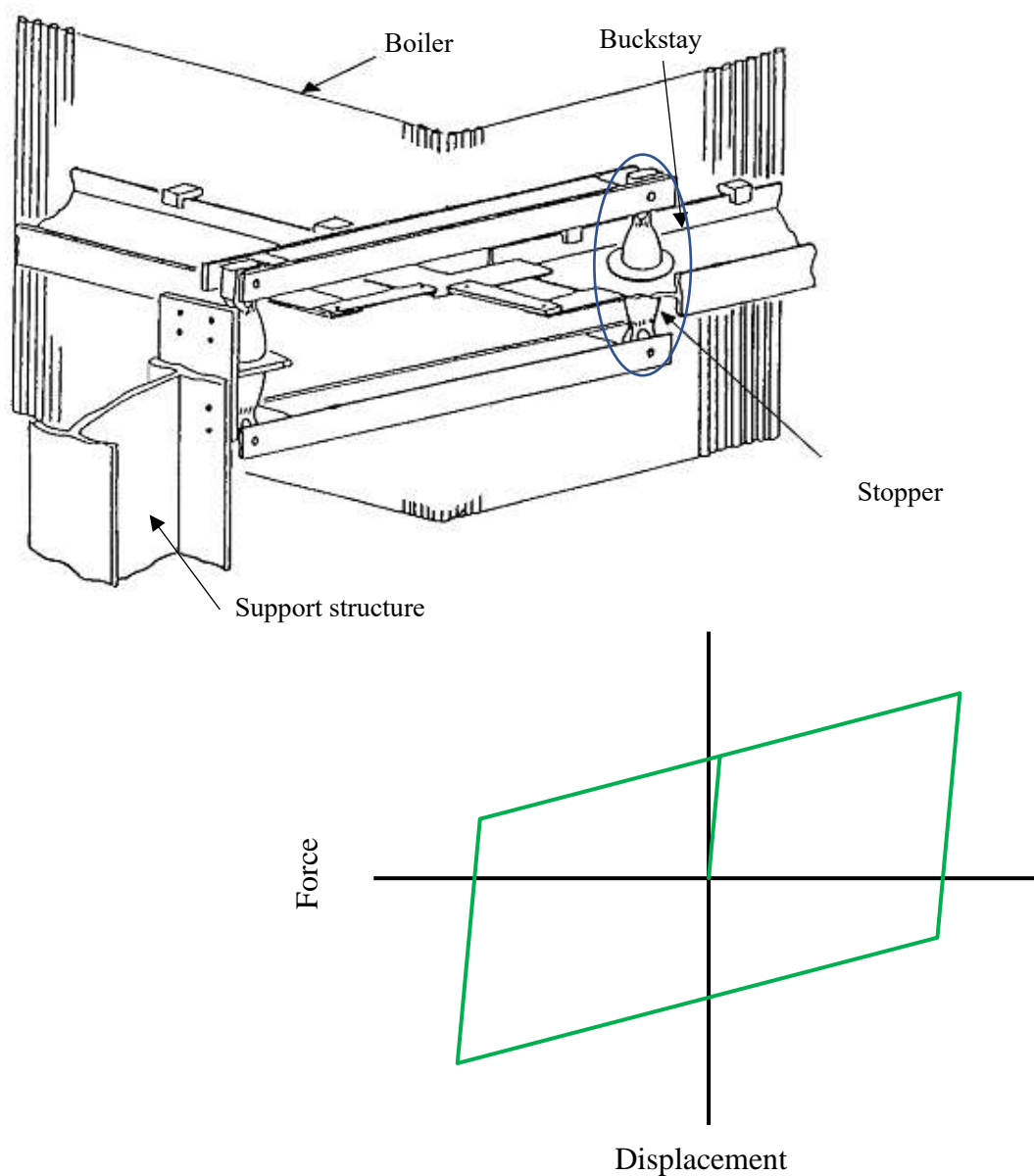


図 3・2. 振れ止め（鋼材ダンパ）の概要図と代表的な抵抗力和変位の関係 ³⁻⁽¹⁾

摩擦ダンパは、相対変位が生じる箇所に摩擦材を具備したダンパで、稼働時にはその摩擦で抵抗力を生じるものである。動き出しは通常より高い静摩擦が働き、降伏荷重のようにある一定の摩擦力まで稼働しない一方、動き出すとある一定の抵抗力で稼働する。摩擦材は、摩耗するために繰返しで抵抗力は低下傾向を示すことが一般的だが、地震での繰返しは一般産業機器の摩擦摩耗に対して軽負荷のため、繰返しにも対応できる。

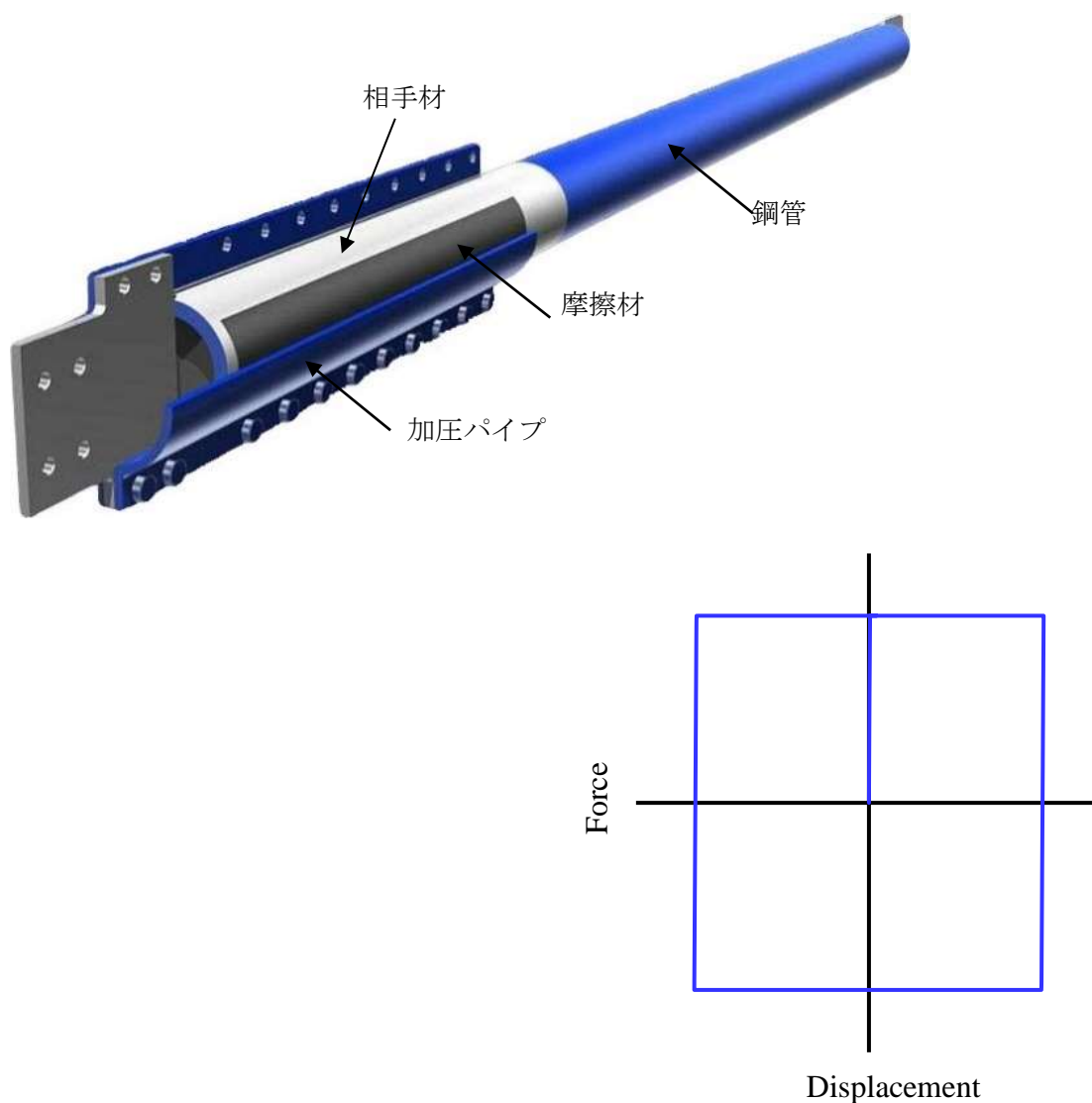


図 3・3. 摩擦ダンパの概要図と代表的な抵抗力と変位の関係³⁻⁽²⁾

粘性ダンパは、様々な粘性体が使用されており、高粘度の粘性体のせん断抵抗をダンパ特性に利用するものと粘性体の流動抵抗を利用するものの、大きく二種類に大別できる。いずれも、速度の累乗に比例する特徴を有し、鋼材ダンパや摩擦ダンパよりも外力が小さい場合から動き出し、高速になると大容量を発する特徴がある。せん断抵抗を利用するものは、粘性体のせん断を利用できれば良いため、形状には比較的自由度があることは特徴の一つとして挙げられる。但し、大容量を求める場合には、せん断面積を多く必要とするため、大型化する傾向があり、多層化することでそれらを補う開発品もある。また、せん断抵抗を利用するものは、温度依存性が強い傾向があり、使用温度に応じた設計を要する場合がある。一方、地震の繰返しに対しては、疲労や摩耗することがないため、安定する特徴を有する。

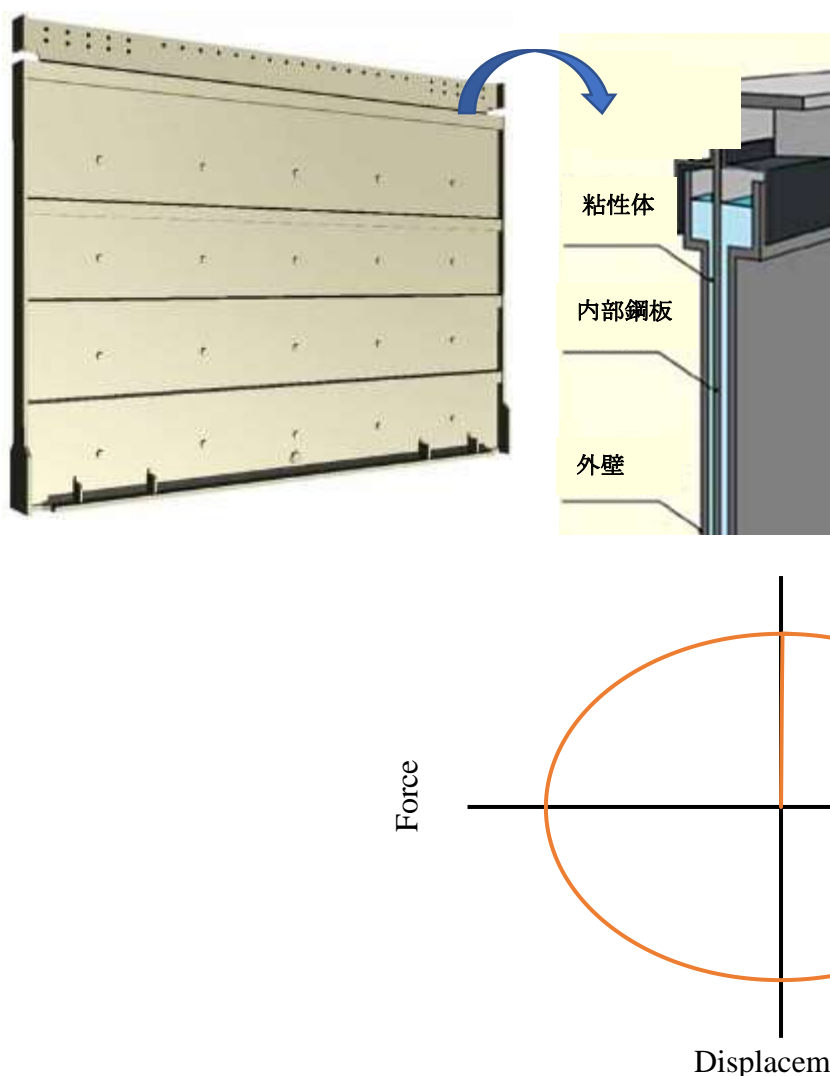


図 3・4. せん断抵抗を利用した粘性ダンパの概要図と代表的な抵抗力和変位の関係³⁻⁽³⁾

流動抵抗力を利用するものは、シリンダなどに封入されて使用する場合が多く、特徴は後述するオイルダンパに類似することが多い傾向がある。それ以外の特徴として、高粘度の流体を使用するため、オイルダンパよりもコンパクトで大容量を実現しやすい傾向があり、粘性体の流動特性を利用するためオイルダンパよりも構造が簡素になりながらも、速度の累乗を発揮できる特徴がある。また繰返しに対しては、せん断抵抗を利用する粘性ダンパと同様の考え方ができる。

オイルダンパは、オイルをシリンダに封入し、オイルがピストンで隔壁された二室を、オリフィスを介して行き来するときの流動抵抗力をダンパ特性として利用する。建築の制振で使用するオイルダンパは、速度に比例する特性を有する。しかし、その特性は粘性ダンパと異なり、オイルの特性ではなくオリフィスの特性で決定する。そのため、パッシブでも、ある速度で抵抗力をリリースする等の特性があり、またその制御をパッシブだけでなく、アクティブやセミアクティブでコントロールし、多種多様に特性を変えることが出来ることが特徴として挙げられる。オイルを封入しているために、粘性せん断系のダンパよりもコンパクトで大容量を実現することが可能であり、一般的に温度の依存性は低い傾向があるが、構成部材の温度限界から使用限界を 80℃としているものが多い。繰返しに対しては、粘性ダンパ同様、地震の繰返しであれば十分な耐性を有している。

粘弾性ダンパは、粘弾性体と呼ばれるゴムや樹脂など中心にした高分子材料のせん断抵抗をダンパ特性に利用するものである。原材料の種別により、特徴の傾向も大きく変わるが、基本的なダンパ特性として剛性を有する粘性挙動を示すことが多い。粘弾性体は粘着力を有する場合や接着が可能な場合が多いため、鋼板に貼り付ける等構造が簡素で済むことが特徴に挙げられる一方、その特徴からせん断ひずみの限界を有し、大変形やその繰返しでは特性が低下する場合もある。温度依存性は、せん断抵抗を利用する粘性ダンパよりも低い、オイルや流動抵抗力を利用する粘性ダンパよりも高い傾向がある。

以上の各ダンパの特徴を表 3・1 にまとめる。表は、現行の振れ止め装置が属する鋼材ダンパの特徴を基準（○表記）とし、それ以上であれば◎印、それ以下となる場合は△印で示している。また、制振ダンパの概要図と代表的な変位と抵抗力の関係を図 3・2～3・7 に示す。

その他にも、様々な材料特性、機構を活かしたダンパがあるが、近年では、二種類のダンパを組み合わせ、それぞれの長所を活かし、短所を補完するハイブリッドダンパも開発されている³⁽⁴⁾。

表 3・1. ダンパ特徴のまとめ

項目	鋼材 ダンパ	摩擦 ダンパ	粘性ダンパ		オイル ダンパ	粘弾性 ダンパ
			せん断抵抗	流動抵抗		
抵抗力の大容量化	○	○	△	◎	◎	△
抵抗力の温度依存性	○	△	△	○	○	△
形状の自由度	○	○	○	△	△	○
構造の難易度	○	△	○	△	△	○
耐繰返し性	○	◎	◎	◎	◎	◎

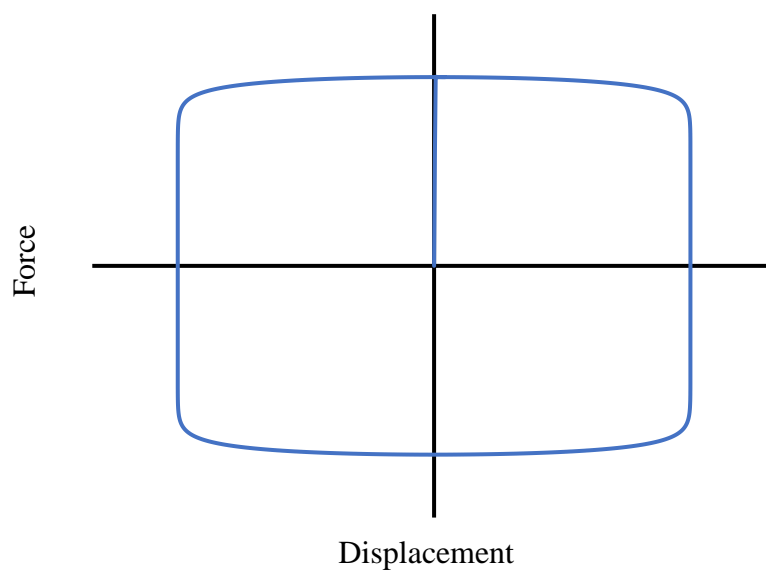


図 3・5. 流動抵抗を利用した粘性ダンパの概要図と代表的な抵抗力と変位の関係 ³⁻⁽⁵⁾

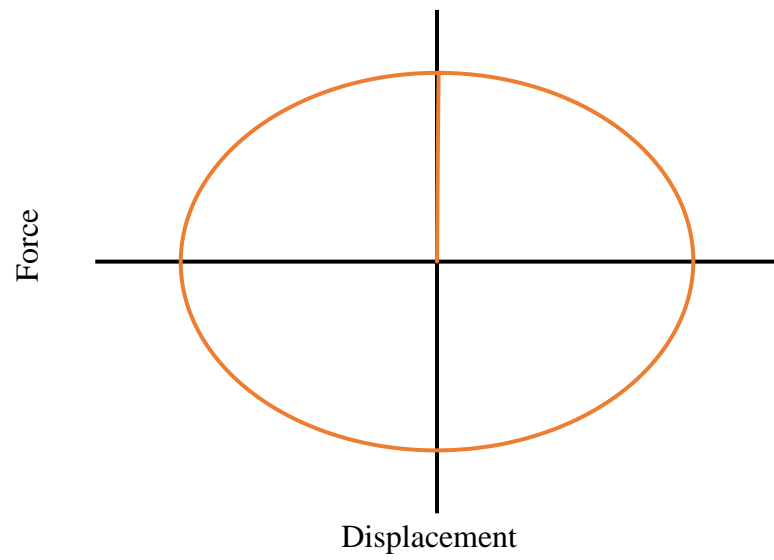


図 3・6. オイルダンパの設置状況と代表的な抵抗力和変位の関係 ³⁻⁽⁶⁾

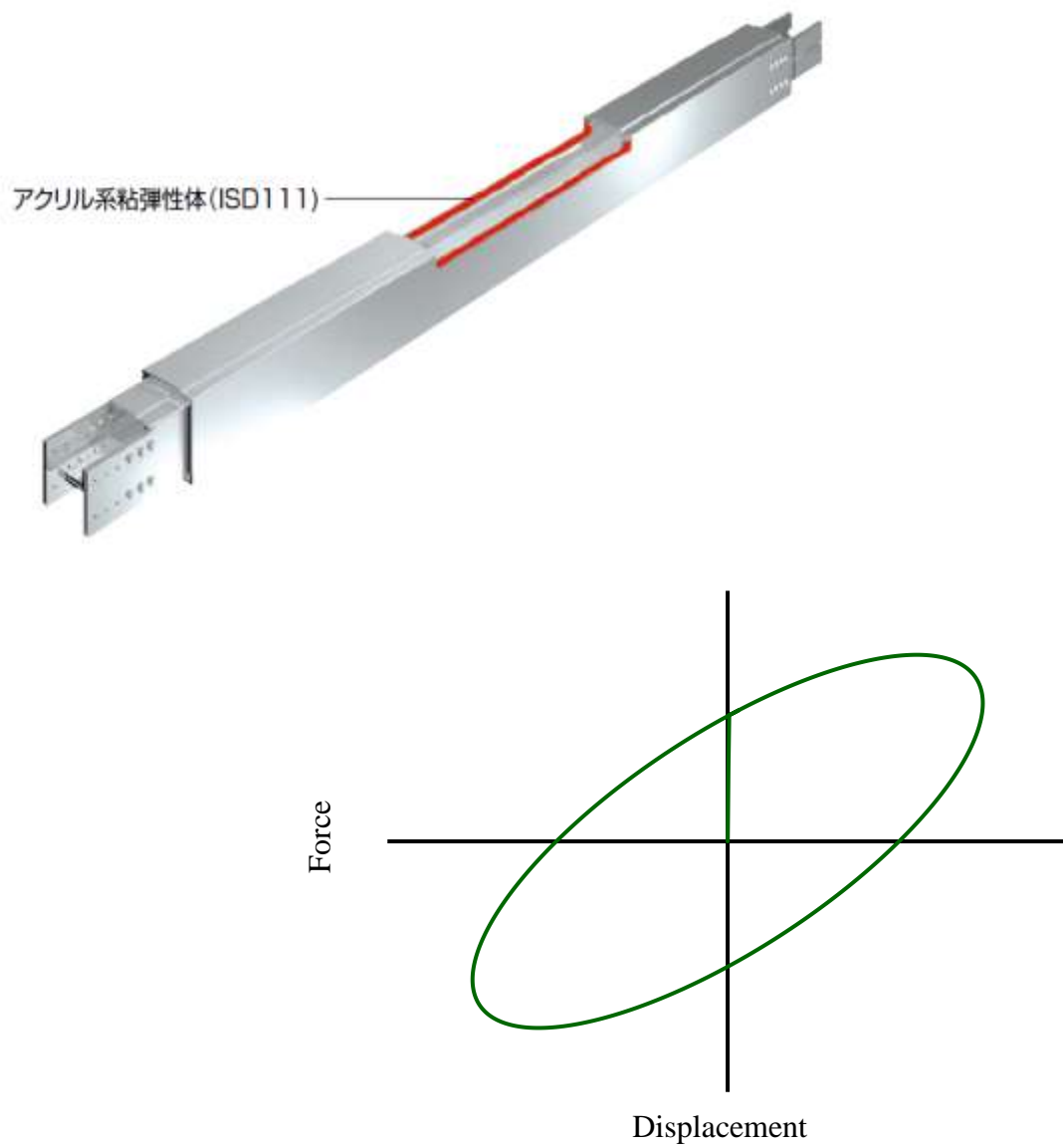


図 3・7. 粘弾性ダンパの設置状況と代表的な抵抗力和変位の関係 ³⁻⁽⁷⁾

3・3. 開発するダンパの選定と概要

ボイラ構造物の制振に使用するダンパは、変位と抵抗力の関係が矩形型のバイリニアモデルとなるような特徴が適するが、他にも構造物の特徴より下記に挙げる事項が必要となる。

第一に、ボイラは大規模発電を実現するために大型化し、重量も大きい。そのため、ダンパも大容量の抵抗力を実現できなければならない。

第二に、石炭火力発電では、石炭を燃焼させ、蒸気を発生させることより、ボイラ構造物内は通常の建築構造物や土木構造物よりも高温環境下となる。そのために、温度依存性が低いこと、高温環境下でも特性が安定することが求められる。

第三に、ボイラ構造物内は、大小様々な機器が配管にて連結されている。そのため、コンパクトな形状であることが望まれる。

最後に、ボイラ構造物の相対変位は、建築分野での層間ダンパ方式と比較すると変位量が過大となる。建築構造物では各階層が回転を生じるような変形となり、制振の変形を考慮する際、階高に対して $1/100\text{rad}$ 程度を考慮する。そのため、一般的な高層構造物では階高約 4m とすると、層間変位は 40mm 程度となる。一方、ボイラ構造物では前述の 2・3・1 節でも述べたように低次のモードが卓越する傾向があり、高層となっても回転せず、全体がせん断変形するように挙動するため、その変形量は 150mm 前後となる。抵抗力の振幅への依存性を考慮することと同時に、繰返しに対しても負荷が大きくなることから、これらに対して耐性を有することが求められる。

これらの要求事項と前項で述べたダンパの特徴を鑑みて、筆者らが開発するダンパは、粘性流体ダンパとする。本研究で開発したダンパは、シリンダ、ピストン、ロッドなどで構成され、密閉した内部に粘性流体が封入されている。ダンパの基本構成を図 3・8 に示す。開発したダンパは、ピストン、ロッドが軸方向に稼動することにより、シリンダ内径とピストン外径の間に形成されるオリフィス部を粘性流体が流れ、その抵抗力を減衰力として利用している。全体構造こそ、一般的なオイルダンパと似ているが、オイルダンパは流路に様々な弁構造を使用しているのに対し、開発したダンパは単純な円環構造となっていることを特徴としている。ボイラ構造物の耐用年数は、数十年と言われるが、この間に発生する可能性のある数回の大地震にも、単純なオリフィス構造を有する本ダンパは、確実に稼働し、安定した抵抗力を発揮できる。開発したダンパの内部の粘性流体は、危険物の規制に関する規則の第六十九条の二に記載された液体の定義には属さない。オイルダンパで使用されているオイルは、例えば粘度が $10\sim$ 数十 cst 等のもの³⁾⁽⁸⁾で液状に属するが、開発したダンパの粘性流体は固体に分類されるほどの高粘度を有する。一般的なオイルダンパの抵抗力は、速度の $0.3\sim 1.0$ 乗に比例し、抵抗力と変位の関係は円形～楕円形状となる。一方、本ダンパの抵抗力は速度の 0.1 乗に比例し、抵抗力と変位の関係が矩形形状に近づく。本ダンパのオリフィスは、単純な形状であるた

めに、抵抗においてオイルダンパと特に異なる点は、粘性流体がもたらすものと言える。また、一般的なシリンダ型装置では内部流体の漏洩が懸念されるが、開発したダンパは粘性流体が高粘度であり、漏洩しにくくなるためにその懸念を低減できる。以上より、開発したダンパは、ボイラ構造物の制振に必要とする特性を、高粘度の粘性流体を適用することで実現する。

本ダンパのベースモデルは、土木構造物の制振ダンパとして実績があり、2002 年以降から 570 件以上の導入実績がある。東北地方での実績も多数あり、2011 年の東北地方太平洋沖地震の後もほぼ全数が継続的に使用されている。しかしながら、石炭火力発電施設に利用するためには、前述の要求事項を達成する必要がある。特に、その性能は、これまでの数々の実験結果を実験式として明らかにしてきたが、理論式が明らかになっていない。次項以降では、本論文ではこれまで未解明であった開発したダンパの抵抗力発生について理論的に解析を行い、過去に実施した試験結果と比較してその有効性を示す。

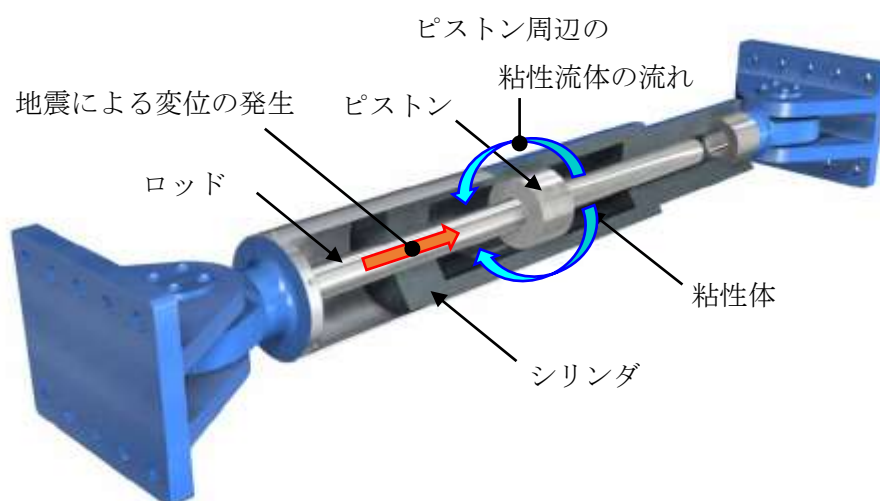


図 3・8. 粘性流体ダンパの概略図

3・4. 粘性流体ダンパにおける抵抗力発生 の理論式

本ダンパは、シリンダ内径とピストン外径の間をオリフィスとし、同部位を粘性流体が流れるときの抵抗力を減衰力として利用している。この作動原理に鑑み、本項では理論式を提案する。

まず、ダンパ内部の流体の流れに、ナビエ・ストークスの式を適用する。そして、内部流体をニュートン流体に置き換え、シリンダ型ダンパに適合する条件を初期条件として付与することで式を単純化し、解を導く。但し、解は、ニュートン流体のときのものであり、実際の粘性流体は非ニュートン流体であるから当然ながら乖離が出る。これに粘性率係数を使用し、補正する手法でダンパの理論式を導出する^{3・9)}。

ナビエ・ストークスの式を式(3)に示す。ダンパの軸方向変位を x 、その直交方向を y と置き、それぞれの速度を u 、 v 、粘度を μ 、圧力を p 、密度を ρ 、とおく。また流体に作用する x 、 y 方向の外力を X 、 Y とおく。

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = \rho X - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} \right) = \rho Y - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right)$$
(3)

図 3・9 に示すようにシリンダ内径を D_0 、ピストン外径を D_1 、ロッド径を D_2 とし、それぞれの半径を $r_0(=D_0/2)$ 、 $r_1(=D_1/2)$ 、 $r_2(=D_2/2)$ とし、ダンパの相対速度を V とおく。

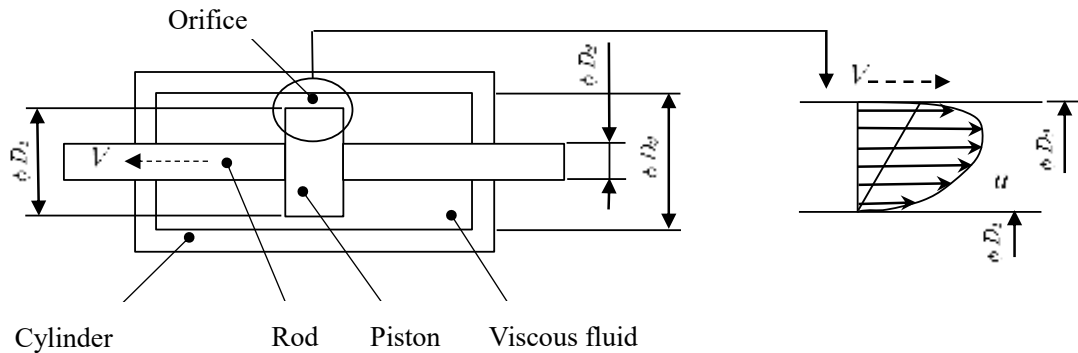


図 3・9. 粘性流体の流れ

次に示す仮定条件を与え、ナビエ・ストークスの式を簡略化する．第一に、オリフィスの流れは微小な隙間の流れとなるため、軸方向の流れが主となる．そこで $v=0$ とし、式(3)の上側の式だけを用いる．第二に、流れを定常流と仮定すると、 u の変化がなくなるため、 $\partial u / \partial t=0$ 、 $\partial u / \partial x=0$ 、 $\partial^2 u / \partial x^2=0$ となる．第三に、質量力もないと仮定すると、 $\rho X=0$ となる．最後に、隙間 r_0-r_1 は、微小であるため、圧力勾配は y に依存せず、圧力 p は x のみの関数となる．上記仮定条件の下、ダンパの円筒形状を考慮し、ナビエ・ストークスの式を円柱座標系で式(4)のように表現する．またその式を積分し、式(5)のように流速 u を求める． c_1 及び c_2 は、積分定数とする．

$$\frac{dp}{dx} = \mu \left(\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} \right) \quad (4)$$

$$u = \frac{1}{4\mu} \frac{dp}{dx} r^2 + c_1 \log r + c_2 \quad (5)$$

また、ピストン外径部 ($r=r_l$) において $u=0$ 、シリンダ内径部 ($r=r_0$) において $u=V$ の二つの境界条件より算出した流速 u を用いて理論的な流量 Q を、式 (6) のように求める．流量はオリフィスとシリンダが相対速度 V で移動するときの粘性流体体積 Q_r であり、それはオリフィス移動量と等価であるから式(7)となる．式(6)と式(7)で示す流量は等価であるとすれば、式(8)のように圧力と速度の関係を得ることができる．

$$Q = -\frac{\pi}{8\mu} \frac{dp}{dx} (r_0^2 - r_1^2)(r_0^2 + r_1^2) + \pi V r_0^2 + \frac{1}{\log r_0 - \log r_1} (r_0^2 - r_1^2) \left\{ \frac{\pi}{8\mu} \frac{dp}{dx} (r_0^2 - r_1^2) - \frac{1}{2} \pi V \right\} \quad (6)$$

$$Q_r = \pi r_1^2 \frac{dx}{dt} - \pi r_2^2 \frac{dx}{dt} = \pi (r_1^2 - r_2^2) V \quad (7)$$

$$\frac{dp}{dx} = \frac{8\mu V}{(r_0^2 - r_1^2)} \frac{(r_0^2 - r_1^2 + r_2^2)(\log r_0 - \log r_1) - \frac{1}{2}(r_0^2 - r_1^2)}{(r_0^2 + r_1^2)(\log r_0 - \log r_1) - (r_0^2 - r_1^2)} \quad (8)$$

また、ダンパの抵抗力は、オリフィス前後の圧力差 Δp を用いて式 (9) のように表すことができる．

$$F_D = \pi(r_0 r_1 - r_2^2) \Delta p \quad (9)$$

同式はニュートン流体を仮定して導いたものであり，実際に使用している材料に適用するには誤差が生じる．そこで高分子材料などの複雑な粘性を簡便に表す際に用いられる粘性率変数を使用する³⁻⁽¹⁰⁾．これは，ずり応力 p^* とずりひずみ速度 e^* を定義することで適用できる．ニュートン流体の場合，ずり応力は，式(10)に示すように，ずりひずみ速度と粘度を係数にした比例関係にある．

$$p^* = \mu e^* \quad (10)$$

本ダンパに適用した時の，ずり応力とずりひずみ速度を次式のように定義する．

$$p^* = \frac{r_0 - r_1}{4L} \frac{dp}{dx} \quad (11)$$

$$e^* = \frac{2(r_0 + r_1)}{(r_0 - r_1)^2} V \quad (12)$$

ここで，非ニュートン流体における非線形性を考慮する．非ニュートン流体は，ビンガム流体，擬塑性流体，ダイラタント流体に大別できるが，本粘性流体はビンガム流体のように降伏応力を持たない．従って後者二種に属するが，この場合，式(10)をずりひずみ速度に対して n 乗 ($n \neq 1$) 化できる． n は，実験により同定する定数であるが， $n < 1$ であれば擬塑性流体， $n > 1$ であればダイラタント流体に属する．そこで，式(10)を式(13)のように表すことができる．

$$p^* = \mu e^{*n} \quad (13)$$

式(9)及び式(11)～(13)より，次式のダンパの理論式を求めることが出来る． c_0 は材料の粘度などを含んだ材料定数である．

$$F_D = c \frac{\pi(D_0 D_1 - D_2^2) L}{D_0 - D_1} V^n \quad (14)$$

$$c = c_0 \left\{ \frac{4(D_0 + D_1)}{(D_0 - D_1)^2} \right\}^n \quad (15)$$

上式はニュートン流体における考え方を非ニュートン流体に展開したものであるが、例えば定常流などの安定した状態の運動を解く場合、非ニュートン流体をニュートン流体と仮定しても正しい結果を得られる場合が多い。また、後述の通り実験結果とも良く一致することから、ダンパ設計の際には非常に有益な式となる。

3・5. 粘性流体ダンパの基本特性

実大級の粘性流体ダンパを試作し、載荷試験にてその特性について明らかにする。

3・5・1. 基本特性試験方法

実大級として、速度 0.6m/s で 3000kN を発揮するダンパを試作し、アクチュエータを用いて動的載荷試験を実施する。以降では、この時の速度のことを定格速度、抵抗のことを定格抵抗と呼称する。定格速度 0.6m/s は、任意で決定したが、ボイラと支持構造物間の相対速度を考慮した事前の解析により決定した値である。同じく定格抵抗の 3000kN も任意で決定したが、ボイラ及び支持構造物の反力となる取付部設計を考慮して、決定した値である。

試作した 3000kN ダンパの仕様について、表 3・2 に示す。またその概要図を、図 3・10 に示す。今回試作したダンパは、ベースモデルよりも大容量であり、寸法も小さい。試作したダンパとベースモデルの寸法上の比較を、表 3・3 に示す。但し、このコンパクト設計化により、ダンパが有する熱容量が低下しているため、耐久性については次章以降にて検証する。

表 3・2. 試作したダンパの仕様

項目	仕様値
定格抵抗	3000 kN
定格速度	0.6 m/s
ストローク	±150 mm
性能式	$F=3157 \times V^{0.1}$

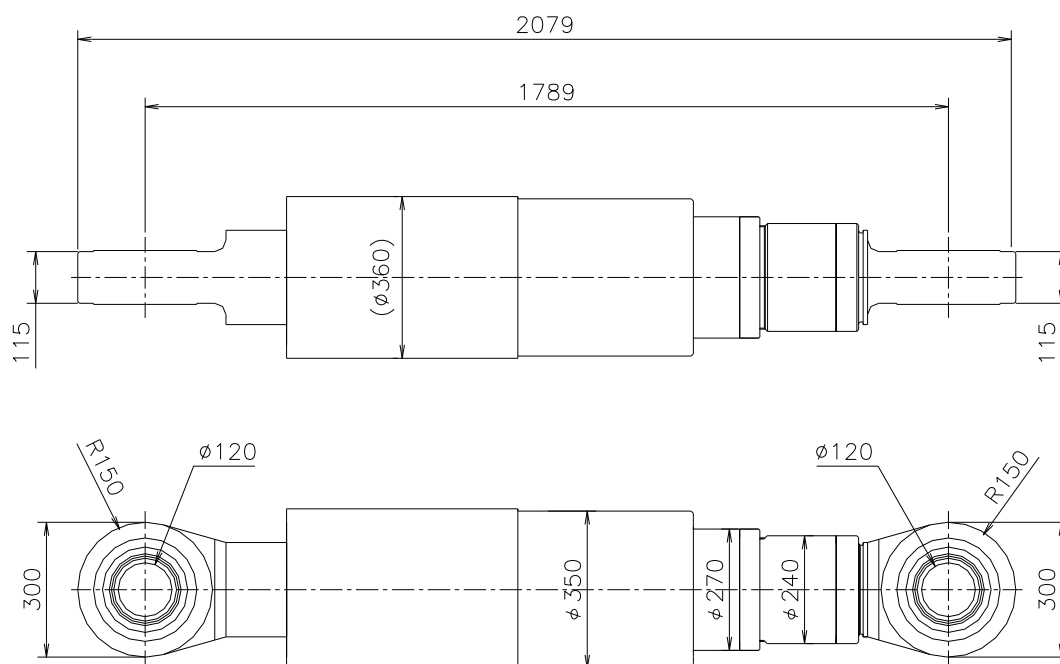


図 3・10. 試作した 3000kN ダンパの概要図

表 3・3. ベースモデルとの比較

項目	開発品	ベースモデル
定格抵抗	3000 kN	2000 kN
定格速度	0.6 m/s	0.5 m/s
ストローク	±150 mm	±150 mm
全長	2079 mm	2350 mm
ピン間距離	1789 mm	1970 mm
最大外径	φ 360 mm	φ 394 mm
重 量	818 kgf	1115 kgf

アクチュエータは、動的載荷力が 3000kN、最大速度 1.0m/s を加振できる能力がある試験機を使用した。試験機の仕様を表 3・4 に示す。

計測は、ダンパの変位、抵抗力、表面温度を計測する。変位は、レーザー変位計、抵抗力はアクチュエータ先端に設置しているロードセル、表面温度は熱電対温度計にてそれぞれ計測する。計測項目と使用する計測器について、表 3・5 に示す。各計測器で取得したデータは、動歪アンプ及び A/D 変換の機能を有したロガーであるユニバーサルレコーダを介して PC に取り込む。計測ブロック図を図 3・11 に示す。試験概要図を図 3・12 に示す。

なお、本試験においては、各試験前のダンパの表面温度を 18～28℃の状態に加振する。これは、ベースモデルの試験実績にて、抵抗力の温度依存性が低いことを考慮したものであり、同条件であれば影響はほばないものとして設定する。

表 3・4. 試験機仕様

項目	仕様値
動的載荷荷重	3,000 kN
ストローク	±1,000 mm
加振振動数	10Hz ^{※1}
最大速度	1.0 m/s ^{※2}

※1 但し、振幅条件による

※2 但し、振動数、振幅条件による

表 3・5. 計測項目と使用した計測機器

項 目	計測機器種別
ダンパ変位	レーザー変位計
ダンパ抵抗力	ロードセル
雰囲気温度	T 型熱電対
ダンパ表面温度	T 型熱電対

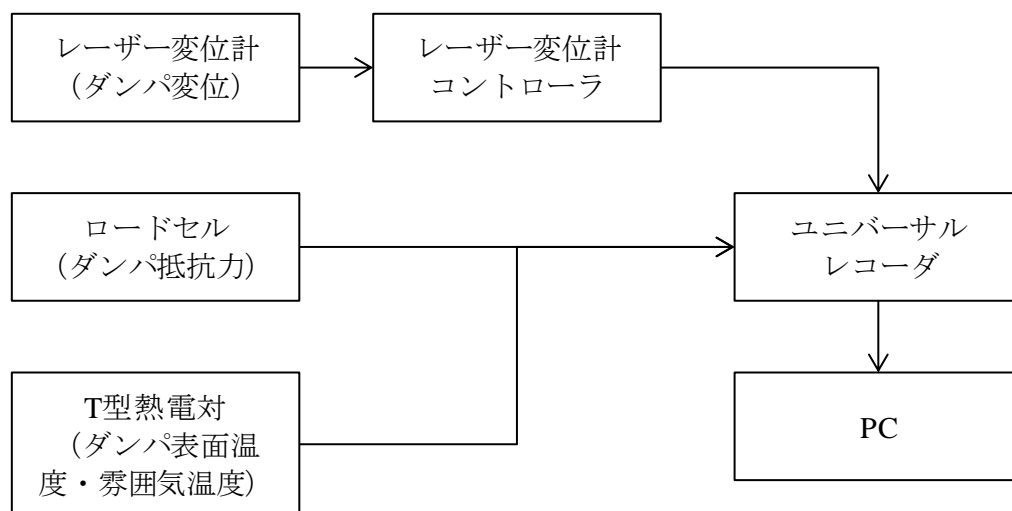


図 3・11. 計測ブロック図

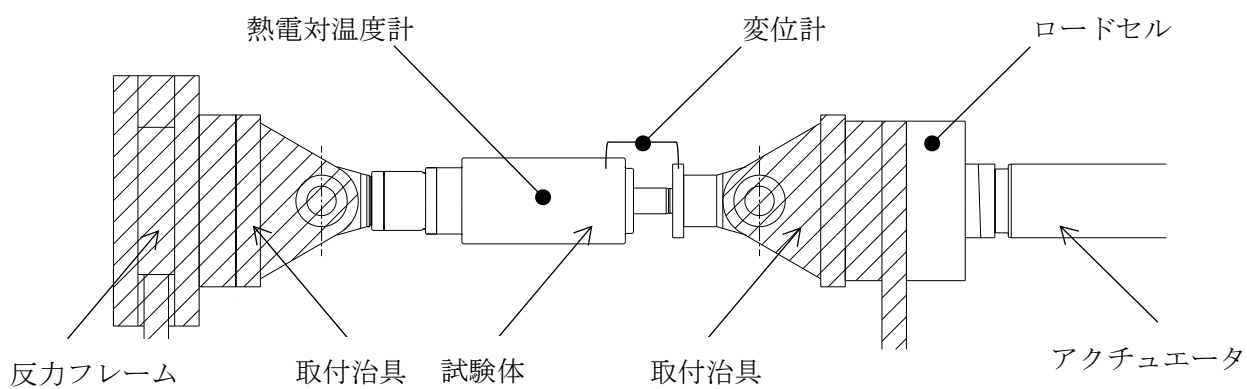


図 3・12. 基本特性試験概要図

3・5・2. 基本特性試験条件

基本特性試験では、ダンパに定常波を入力し加振することで、その基本的な性能を明らかにする。そのため、入力波は正弦波とし、繰返回数は、3cycle とする。基本特性試験条件について、表 3・6 に示す。なお、表中の数値は速度を示す。

振幅条件は、25, 50, 75, 100mm とする。試作したダンパのストロークは、±150mm あるが、試験機の特長として振動数が高い条件の場合、1cycle 目の変位がオーバーシュートする傾向があるため、最大振幅は±100mm とした。これは、オーバーシュートによりストロークエンドに至ることを危惧したものである。また、それ以下の条件は、振幅依存性を確認するため、最大振幅を上限に 4 等分した振幅条件とする。

振動数の試験条件は、0.1, 0.25, 0.5, 1.0, 2.0, 2.5Hz とする。既往の研究におけるボイラの固有周期は、殆んどが 1～2s 付近にあるため、それらを網羅するように 0.25～2.0Hz の範囲を条件とした。また 2.5Hz の試験は、振幅条件を考慮して定格速度 0.6m/s を超える最大速度試験のために、条件に加えた。0.1Hz の試験は、各振幅条件の初めに加振する試験状況確認のためにある。

表 3・6. 基本特性試験条件

速度 m/s		振動数 Hz					
		0.1	0.25	0.5	1.0	2.0	2.5
振幅 ±mm	25	0.016	0.039	0.079	0.157	0.314	0.393
	50	0.031	0.079	0.157	0.314	0.628	0.785
	75	0.047	0.118	0.236	0.471	—	—
	100	0.063	0.157	0.314	0.628	—	—

評価は、2cycle 目の値を対象とし、その対象は、抵抗力、変位、速度、一次剛性とする。

抵抗力と変位は、特性確認試験の 2cycle 目の抵抗力と変位の関係から求める。抵抗力は、2cycle 目の変位を正負均等化するよう補正したときの Y 軸切片を読み取り、その正負絶対値平均値を評価する。変位は、2cycle 目の変位振幅量の 1/2 を評価し、速度はその変位と加振振動数から算出する。ダンパの変位と抵抗力の関係と評価について、図 3・13 に示す。

また一次剛性は、加振開始点から評価抵抗力に対して 70%以下の抵抗力と変位の関係から算出する。該当部のデータを直線回帰し、その傾きを一次剛性とする。評価抵抗力に対して 70%以下の抵抗力を採用した理由は、一次剛性が評価抵抗力に近づくにつれ抵抗力と変位の関係は丸みを帯びるが、その影響を除外するためである。一次剛性は、ダンパの動き出し、若しくは変位の切替点で影響するため、線形な剛性となっている部分

をより正確に評価する．一次剛性の評価について，図 3・14 に示す．

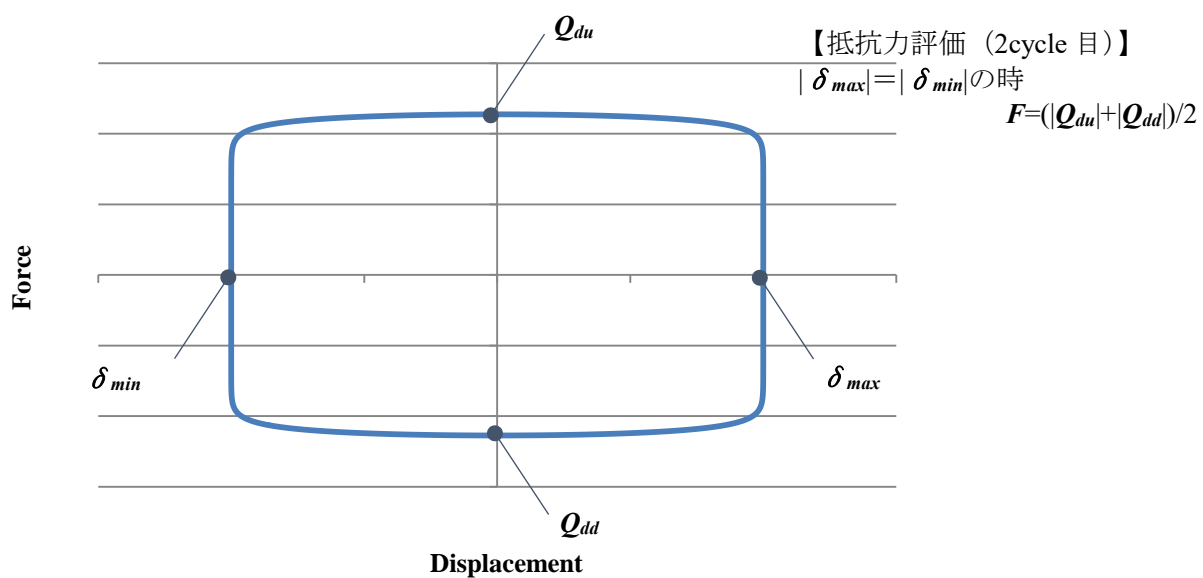


図 3・13. 抵抗力の評価手法

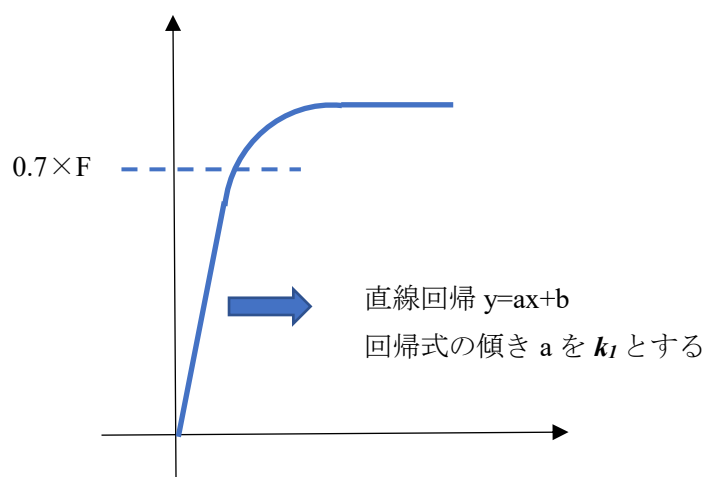


図 3・14. 一次剛性の評価手法

3・5・3. 基本特性試験結果 その1 抵抗力と変位の関係

抵抗力は、0.45m/s の試験から 3000kN を超え、設計よりもやや高めの性能であった。そのため、最大速度の試験条件である振動数 2.5Hz、振幅±50mm の試験においては、正弦波によって加振しても評価対象の 2cycle めで振幅条件を達成することができなかった。従って、同条件については、図 3・15 に示すような正弦波の漸増漸減波を使用した。

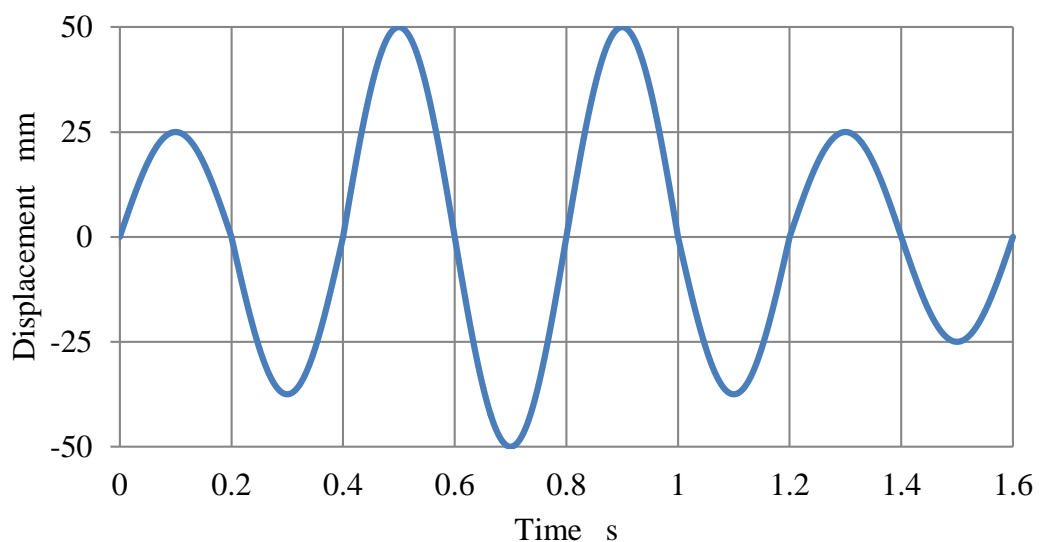


図 3・15. 2.5Hz±50mm の試験で用いた漸増漸減波

抵抗力と変位の関係を、図 3・16～3・20 に示す。抵抗力と変位の関係は、一次剛性がやや傾きを有し、角部がやや丸みを有する平行四辺形型となった。振動数が高くなると、抵抗力と変位の関係は、繰り返すときに同じ軌跡を辿らない場合があるが、これは試験機のオーバーシュートの影響である。いずれの条件においても、抵抗力と変位の関係は、矩形形状に近い状態で繰返しに対しても再現性が高いことが確認できた。しかしながら、抵抗力は、振幅、振動数の増減によって変化した。本試験条件の範囲においては、抵抗力は 2142～3230kN の範囲にあった。初期剛性は、本試験条件の範囲においては 560～678kN/mm にあり、変動幅は抵抗力よりも少ない。

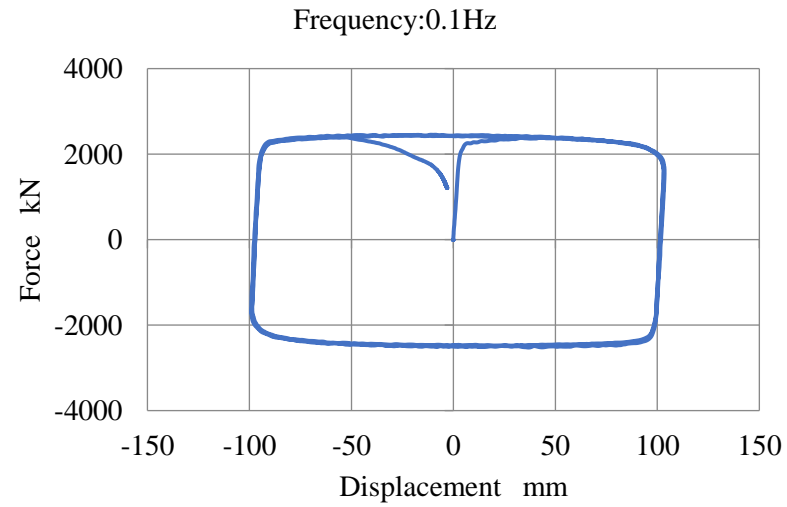
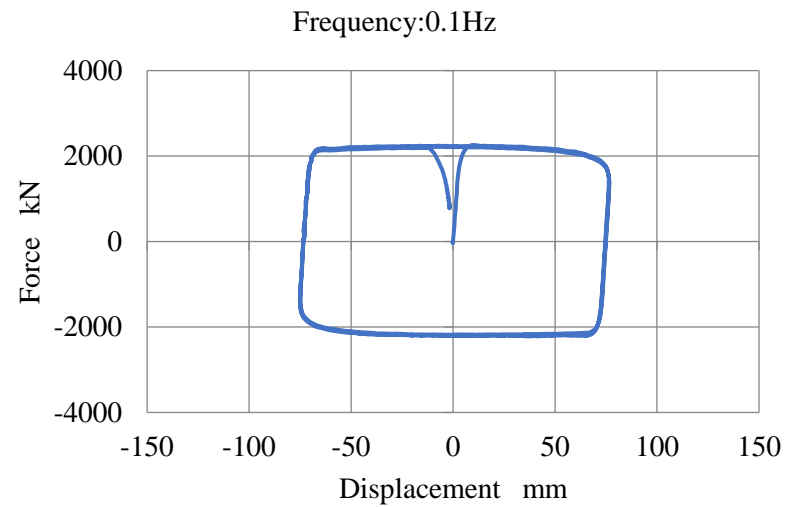
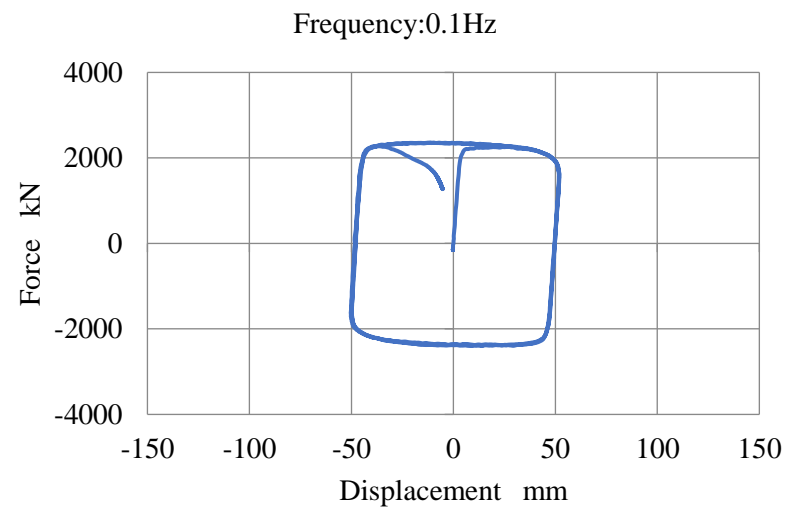
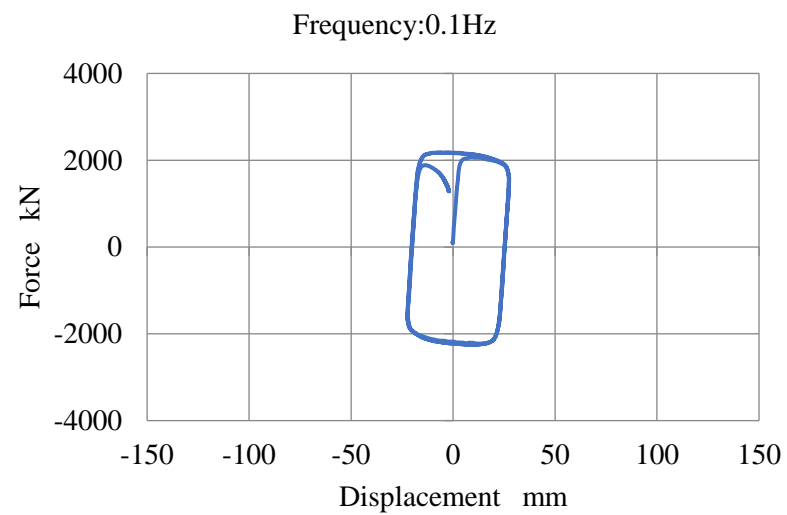


図 3・16. 基本特性試験の抵抗力和変位の関係 (0.1Hz)

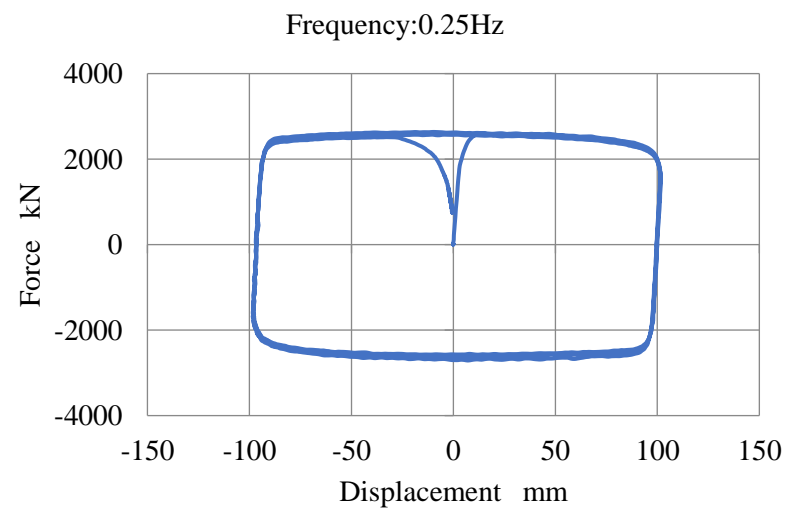
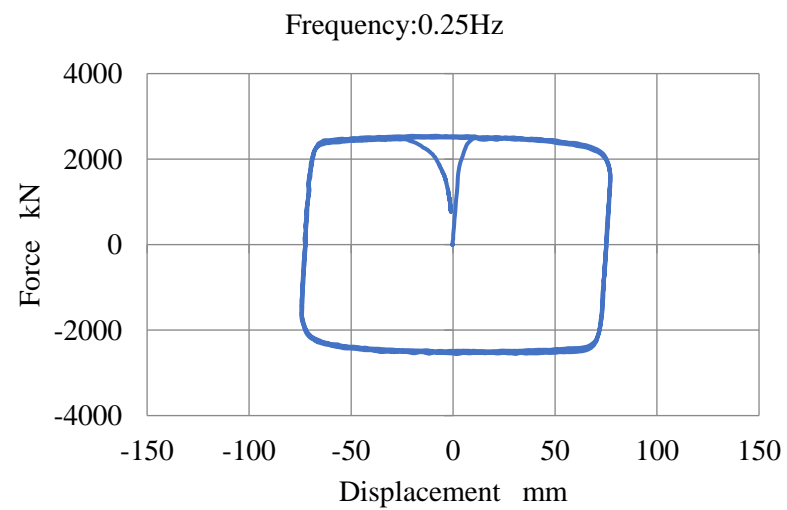
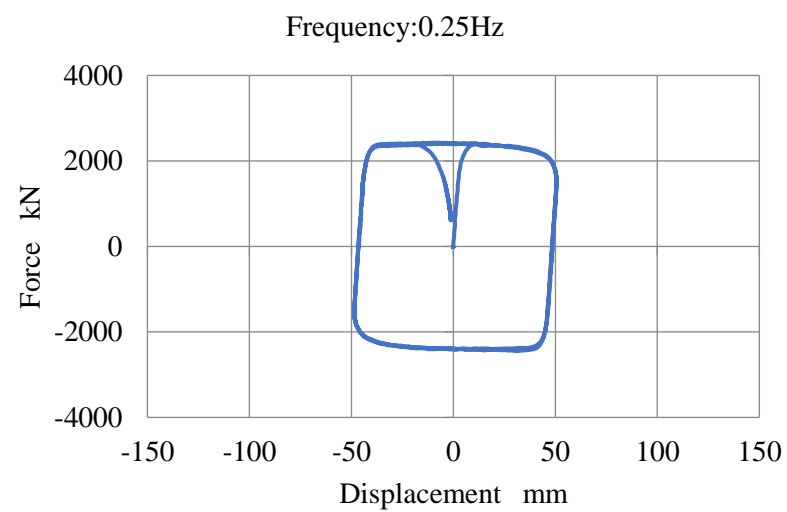
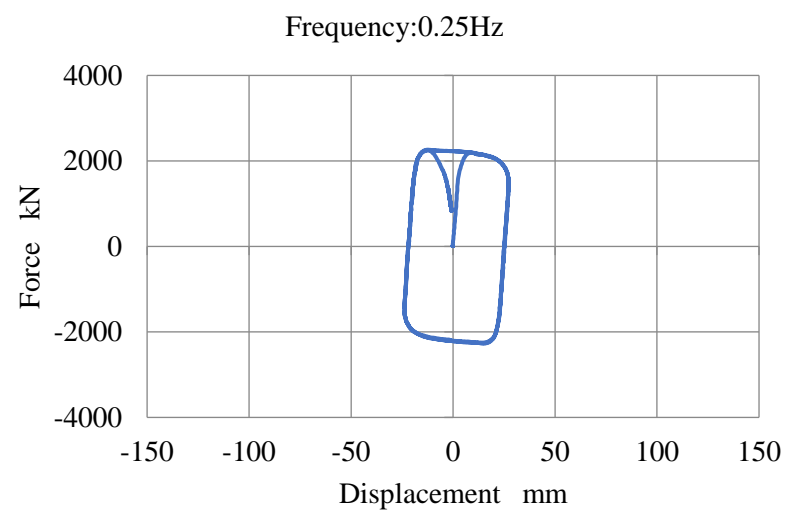


図 3・17. 基本特性試験の抵抗力和変位の関係 (0.25Hz)

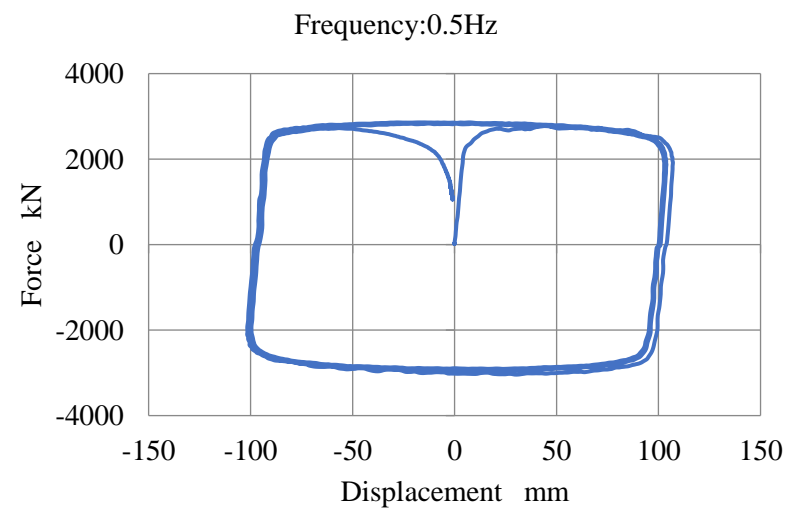
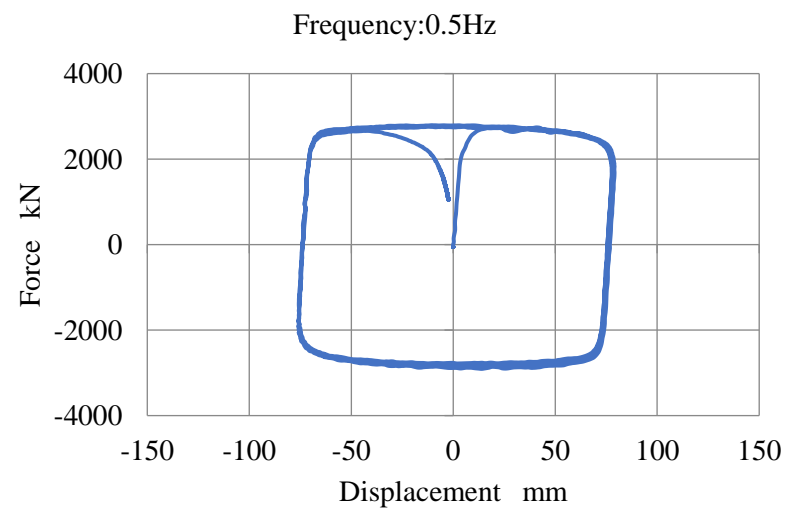
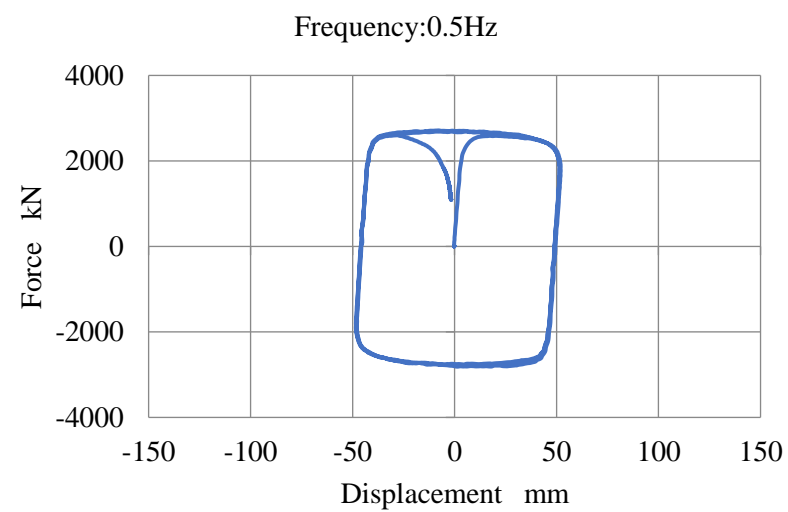
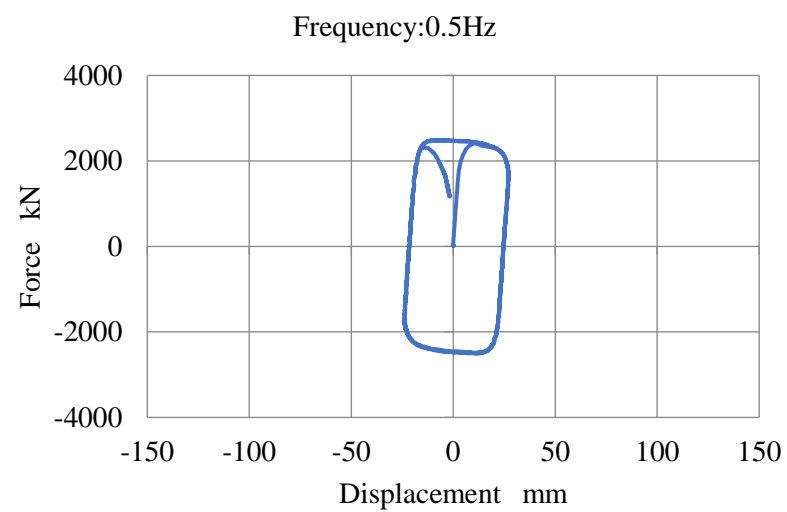


図 3・18. 基本特性試験の抵抗力和変位の関係 (0.5Hz)

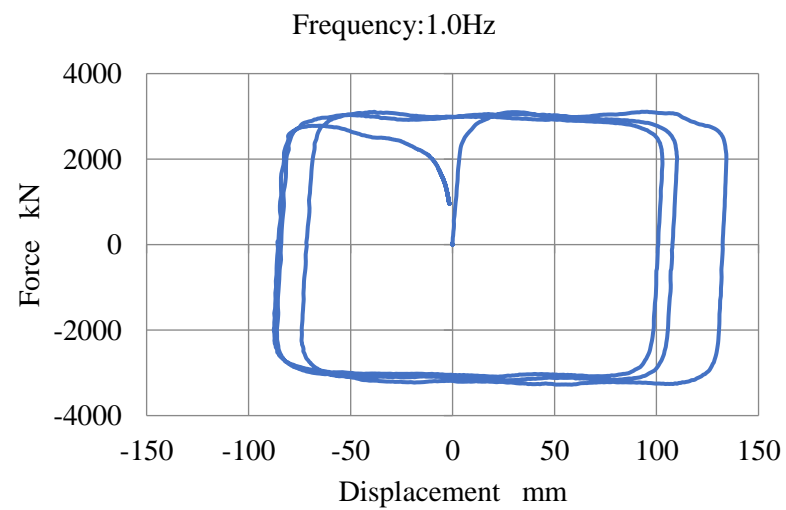
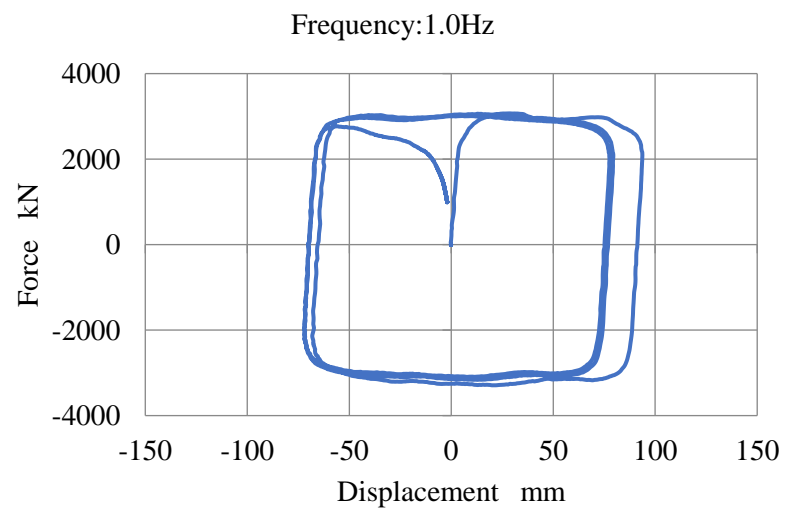
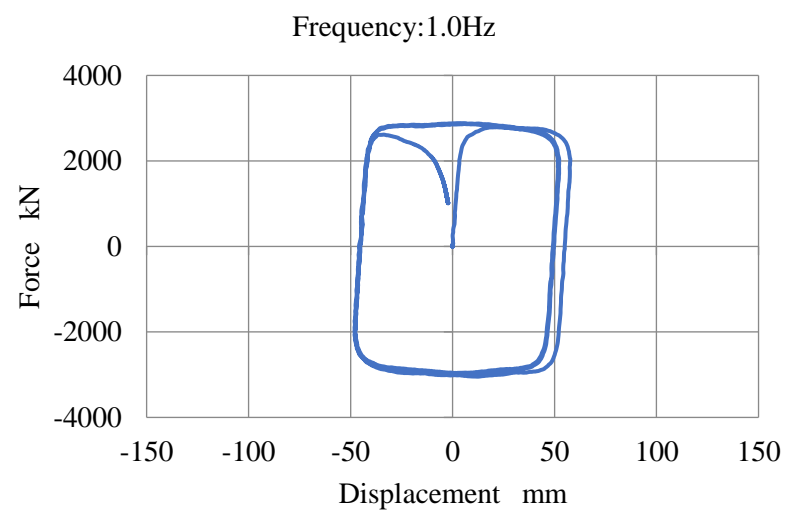
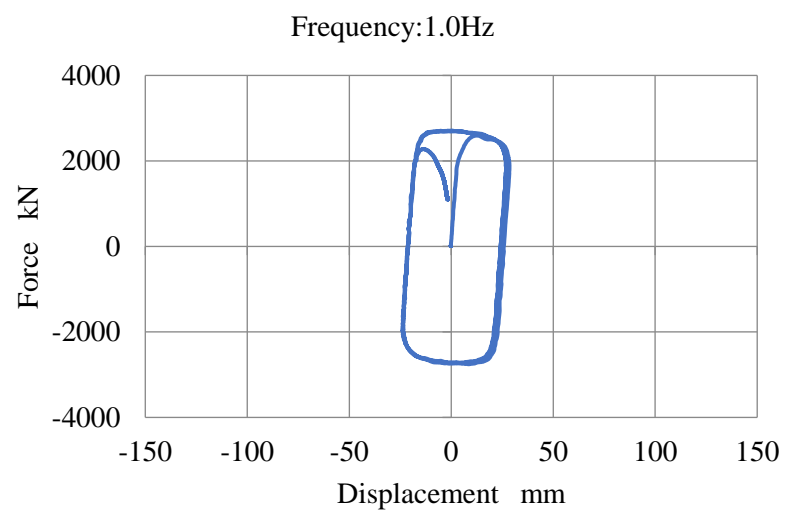


図 3・19. 基本特性試験の抵抗力と変位の関係 (1.0Hz)

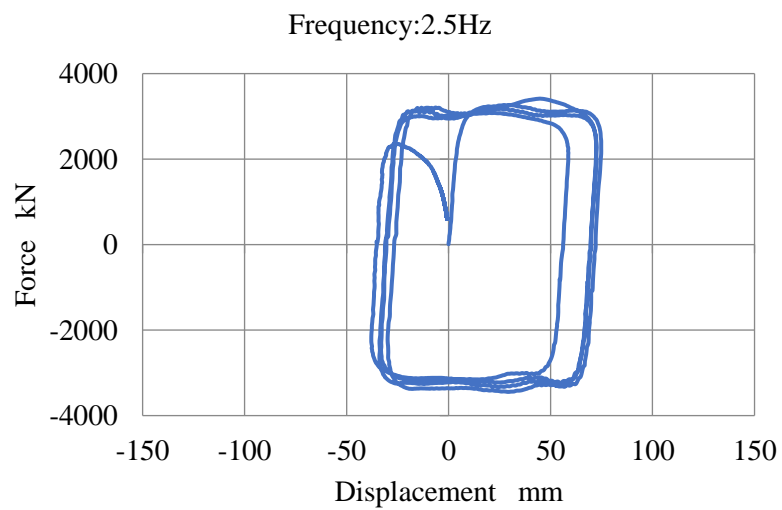
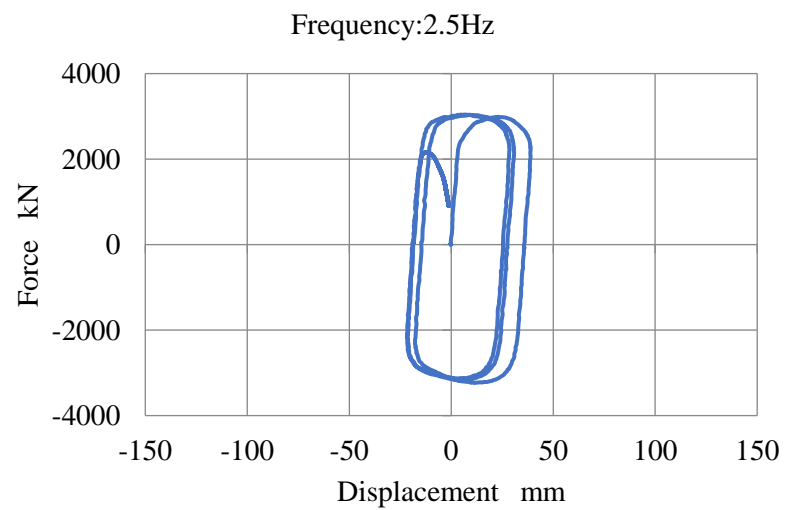
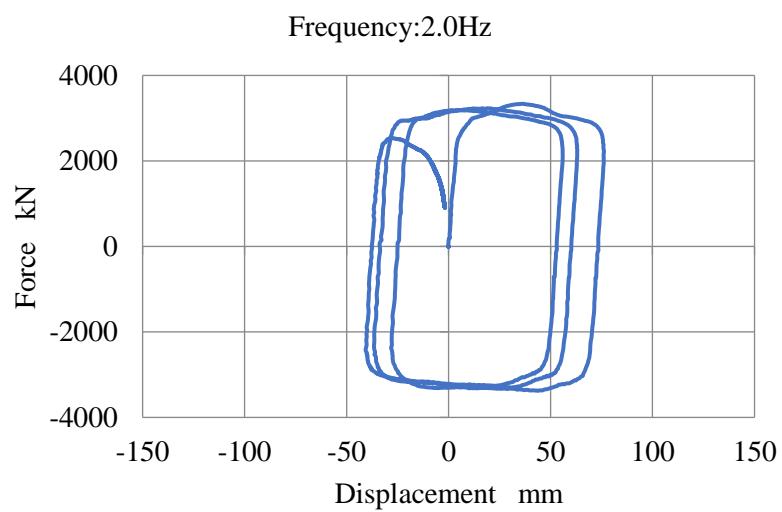
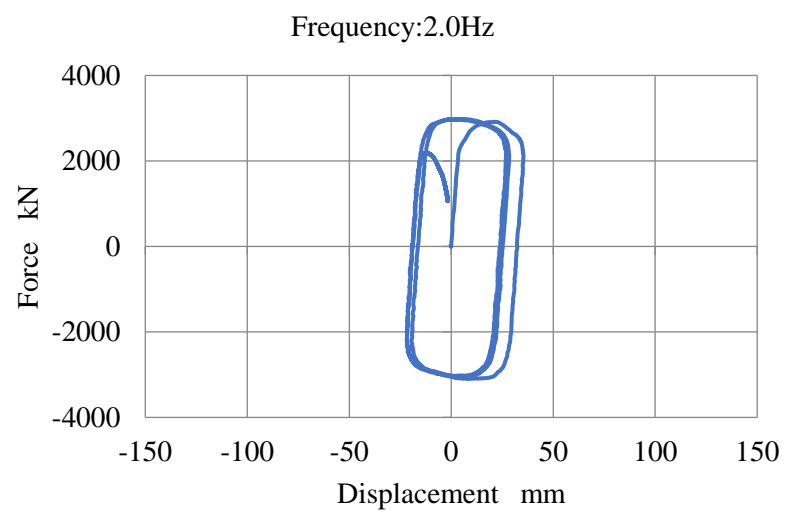


図 3・20. 基本特性試験の抵抗力和変位の関係 (2.0Hz 及び 2.5Hz)

3・5・4. 基本特性試験結果 その2 抵抗力と一次剛性の依存性

抵抗力は、振幅、振動数の変動によって変化することが確認されたため、それぞれについて依存性を評価する。

抵抗力と振幅の関係を、図3・21に示す。抵抗力は、振幅が増加すると増加する傾向がある。振動数が変化してもその変化の傾向は変わらない。試験結果にややばらつきはあるものの、振動数毎の試験結果を回帰すると、平均して抵抗力は振幅の約0.1乗に比例することが確認できた。また、抵抗力と振動数の関係を図3・22に示す。振動数との関係も、振幅同様であり、平均して抵抗力は振動数の約0.11乗に比例する結果が得られた。本結果を鑑みて、抵抗力を速度との関係で示すと、その特性が明らかとなる。抵抗力と速度の関係を、図3・23に示す。抵抗力と速度の試験結果を回帰すると、抵抗力は速度の0.1乗に比例する特性となっていた。従って、本ダンパは、振幅、振動数の依存性を総じて速度の依存性で表すことができる特徴を有する。

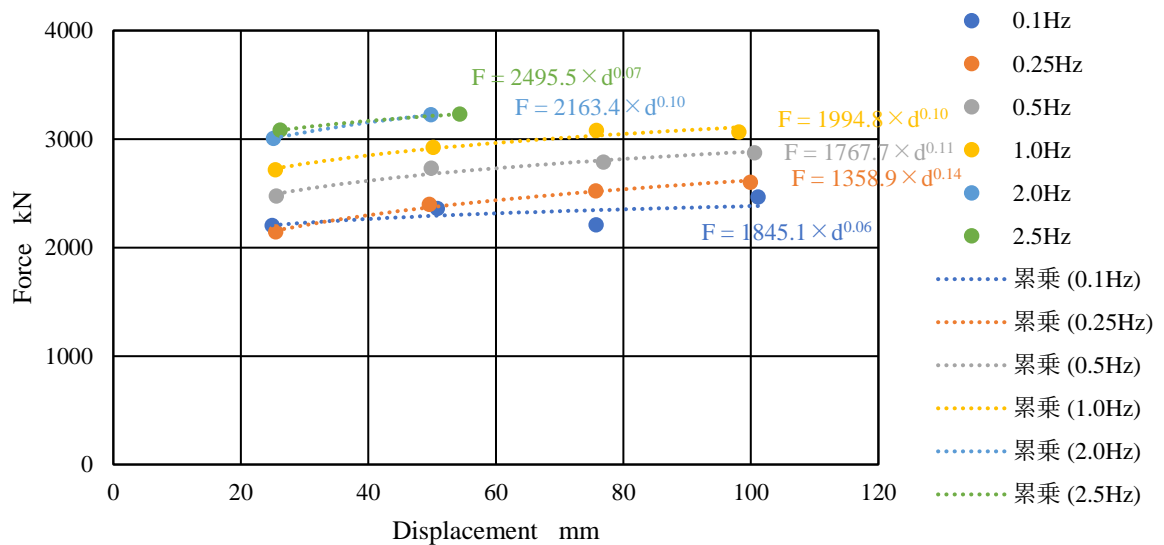


図3・21. 抵抗力と振幅の関係

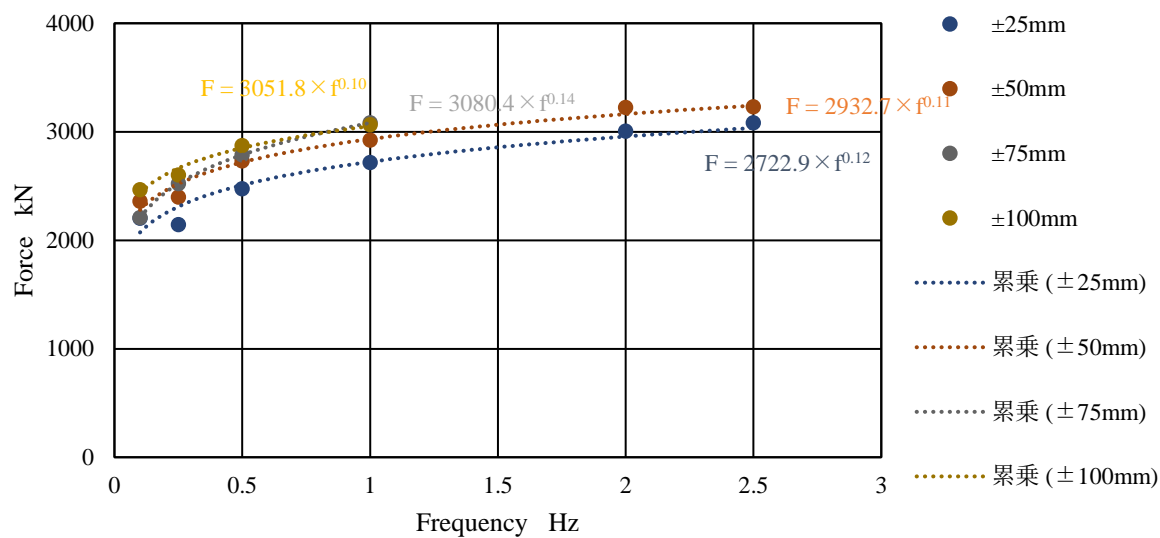


図 3・22. 抵抗力と振動数の関係

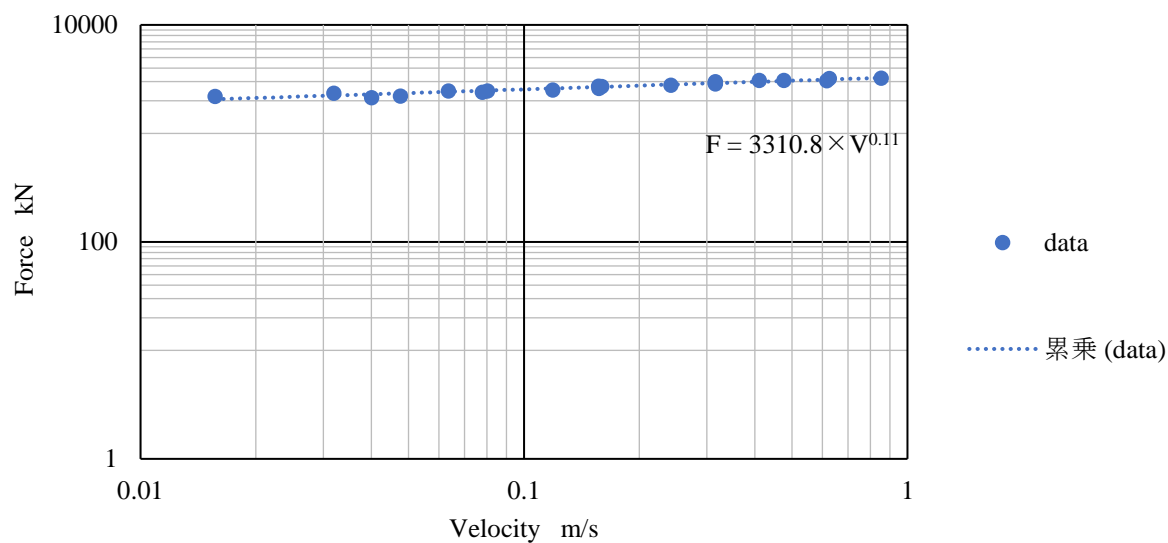


図 3・23. 抵抗力と速度の関係

一次剛性は、平均値で 601.3kN/mm^2 であり、その上下限値は-7～+13%以内にあった。一次剛性と振幅の関係を図 3・24 に示す。一次剛性は、振幅に対してやや右肩上がりの変化に見受けられることもできるが、抵抗力和比較するとその変化の傾向は軽微である。一次剛性と振動数の関係を図 3・25 に示す。この関係においても、振幅同様、顕著な変化の傾向は確認できない。一次剛性と速度の関係を図 3・26 に示すが、この結果についても同様であり、一次剛性は振幅、振動数、速度に影響を受けないと判断できる。

以上より基本特性試験より、本ダンパの抵抗力は、速度の 0.1 乗に比例する特徴を有し、その一次剛性は速度に依存しないことが確認できた。

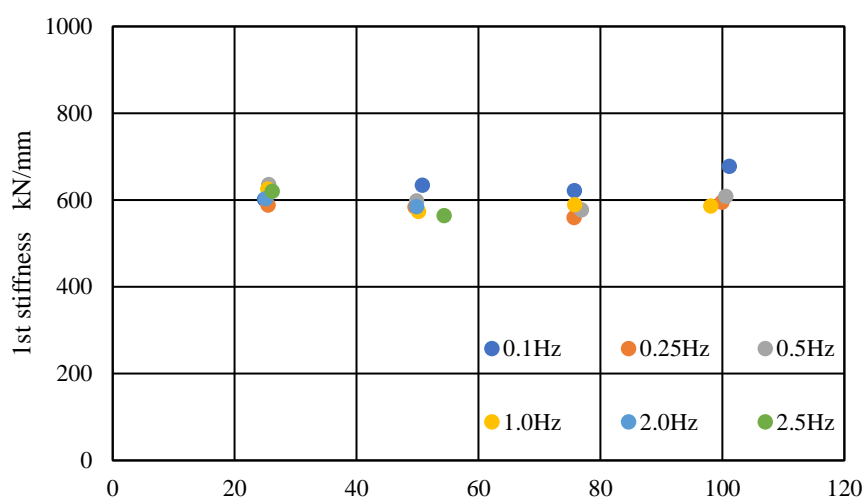


図 3・24. 一次剛性と振幅の関係

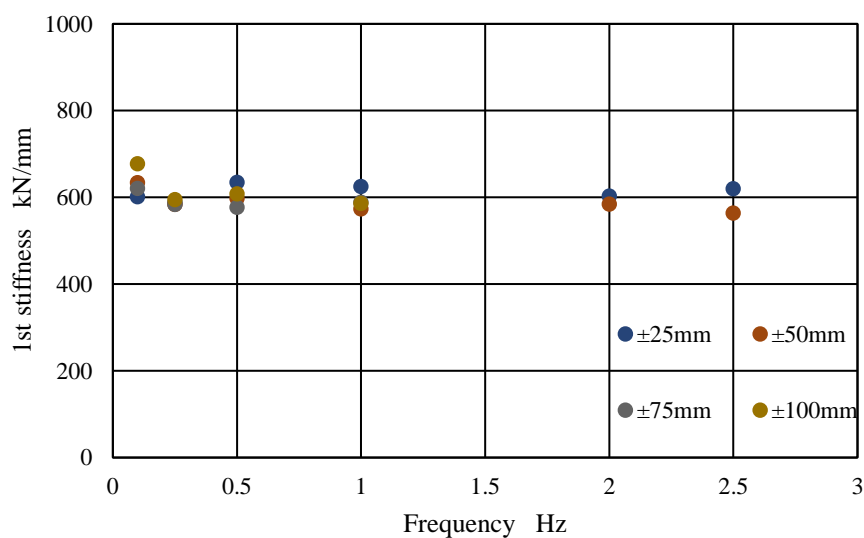


図 3・25. 一次剛性と振動数の関係

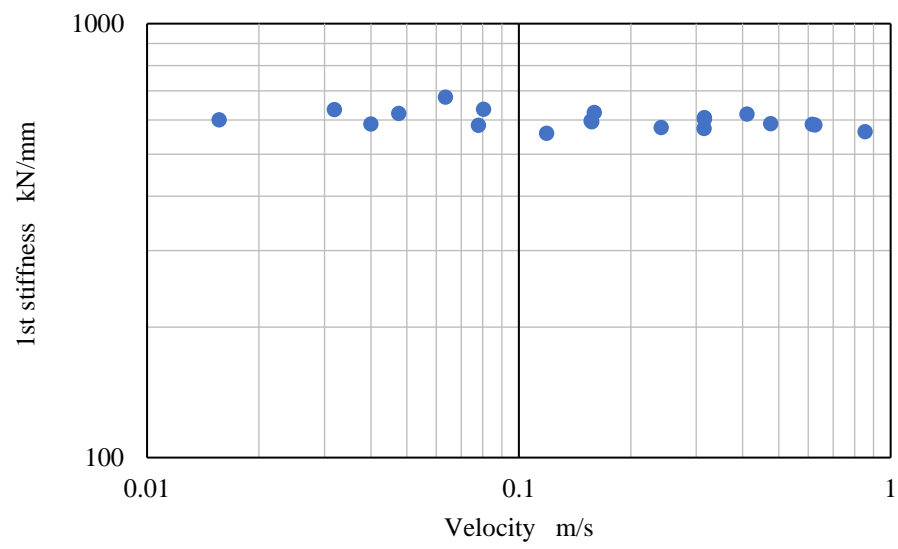


図 3・26. 一次剛性と速度の関係

3・5・5. 基本特性試験結果 その3 理論式との比較

基本特性試験では，過去のベースモデルの試験結果同様，抵抗力が速度の 0.1 乗に比例することを確認した．本節では，3・4 項で示した理論式と試験結果を比較し，その妥当性を確認する．

理論式における材料定数 c_0 は，過去のベースモデルより算出した値を使用した，その精度は 9 ケースの試算の中で $\pm 1\%$ の誤差となっており，材料定数は精度よく導出されている．材料定数の平均値に対する変化率を図 3・27 に示す．

理論式で算出した抵抗力と基本特性試験の結果の比較を，抵抗力と速度の関係にて図 3・28 に示す．理論式は， n に試験結果の回帰式で得られた 0.1 乗を使用し，それ以外は材料定数及びダンパの内部寸法を使用した．理論式から求めた抵抗力と試験結果を比較すると，試験結果は理論式から求めた抵抗力に対して， $-9\sim+3\%$ の範囲にあった．また理論式から求めた抵抗力と回帰式から求めた抵抗力の差異は，約 1% と小さい．従って，理論式は実施した試験の範囲において試験結果をよく再現している．

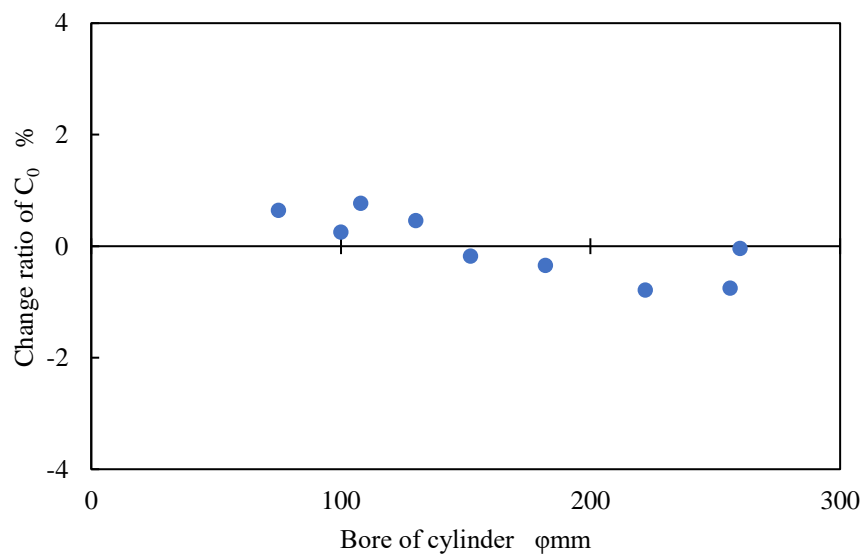


図 3・27. 算出した材料定数の平均値に対する変化率

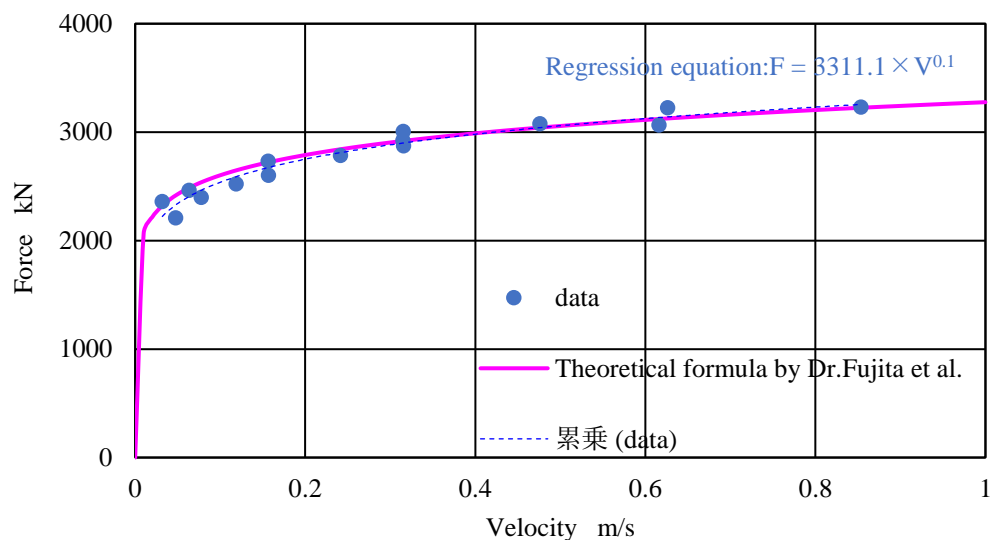


図 3・28. 基本特性試験における速度と抵抗力の関係と理論式の比較

3・6. 粘性流体ダンパの温度依存性

実大級の粘性流体ダンパを試作し，载荷試験にてその特性について明らかにする．
本試験で使用する粘性流体ダンパは，実大最小級のものとした．

3・6・1. 温度依存性試験方法

速度 0.6m/s で 300kN を発揮するダンパを試作し，試験を実施する．定格抵抗力の 300kN を採用した理由は，本試験の実施が可能な最大級の試験体であることと同時に，ボイラ構造物の制振において最小級ながら実大級であることが挙げられる．ダンパは，アクチュエータを利用した動的载荷試験とするが，本試験においては保温箱でダンパを覆い，温調器で雰囲気温度を調整できるシステムを利用する．

試作した 300kN ダンパの仕様について，表 3・7 に示す．またその概要図を，図 3・29 に示す．アクチュエータは，動的载荷力が 1500kN，最大速度 1.0m/s を加振できる能力がある試験機を使用した．試験機の仕様を表 3・8 に示す．

計測は，ダンパの変位，抵抗力，表面温度を計測する．変位は，レーザー変位計，抵抗力はアクチュエータ先端に設置しているロードセル，表面温度は熱電対温度計にてそれぞれ計測する．計測項目と使用する計測器について，表 3・9 に示す．各計測器で取得したデータは，動歪アンプ及び A/D 変換の機能を有したロガーであるユニバーサルレコーダを介して PC に取り込む．計測ブロック図は，図 3・11 を参照とする．試験概要図を，図 3・30 に示す．

表 3・7. 試作したダンパの仕様

項目	仕様値
定格抵抗力	300 kN
定格速度	0.6 m/s
ストローク	±150 mm
性能式	$F=315.7 \times V^{0.1}$

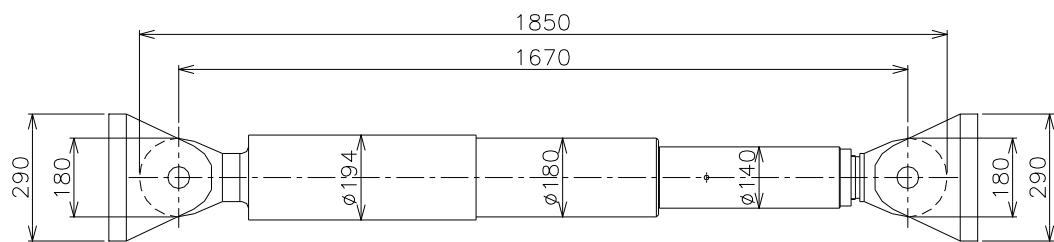


図 3・29. 試作した 300kN ダンパの概要図

表 3・8. 試験機仕様

項目	仕様値
動的载荷荷重	1,500 kN
ストローク	±1,000 mm
加振振動数	10Hz ^{※1}
最大速度	1.0m/s ^{※2}

※1 但し，振幅条件による

※2 但し，振動数，振幅条件による

表 3・9. 計測項目と使用した計測機器

項 目	計測機器種別
ダンパ変位	レーザー変位計
ダンパ抵抗力	ロードセル
雰囲気温度	T 型熱電対
ダンパ表面温度	T 型熱電対

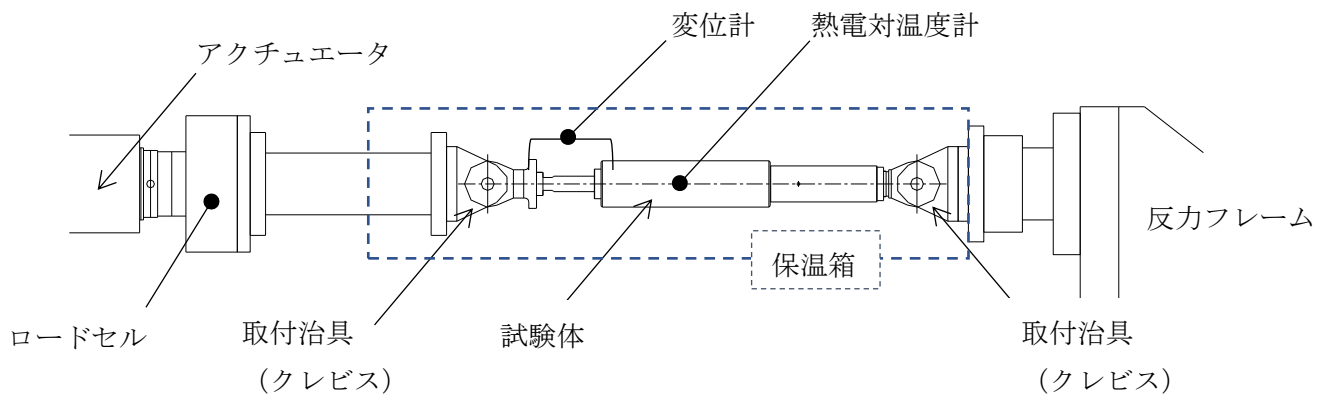


図 3・30. 温度依存性試験概要図

3・6・2. 温度依存性試験条件

温度依存性試験では、ボイラ構造物の内部環境温度に想定した雰囲気中において、載荷実験を行い、ダンパ特性の常温時に対する変化を確認する。温度依存性試験条件について、表 3・10 に示す。

入力波は正弦波とし、繰返回数は、3cycle とする。

温度は、+20℃の他、+60℃と-10℃とした。+60℃は、ボイラが運転中の構造物内雰囲気温度を想定した温度である。一方、-10℃は、寒冷な地域においてボイラを停止した時を考慮した温度とする。温度はダンパの表面温度を計測するが、ダンパ内部温度まで一定温度にするために、設定温度に達した後、12 時間以上放置する。内部の流体温度の測定は、流体漏れによるダンパ損傷の懸念があるため、本試験では設定温度まで十分に時間をかける手法を採択した。加振により温度が上昇した場合は、ダンパの表面温度が設定温度になるまで放置した後、加振する。

振幅条件は、基本特性試験同様に 25, 50, 75, 100mm とする。

振動数の試験条件は、基本特性試験にて新振動数依存性を確認できているため、1.0Hz とする。1.0Hz の採択理由は、ボイラの固有周期付近でありながら、上記振幅で定格速度近辺まで確認できることが挙げられる。

評価は、基本特性試験同様、2cycle 目の値を対象とし、その対象は、抵抗力、変位、速度、一次剛性とする。また上記項目の評価方法も、基本特性試験に準じる。

表 3・10. 基本特性試験条件

No.	入力波	振動数 Hz	振幅 ± mm	速度 m/s	繰返し cycle	温度条件 ℃
1	正弦波	1.0	25	0.157	3	+20,+60, -10
2	正弦波	1.0	50	0.314	3	
3	正弦波	1.0	75	0.471	3	
4	正弦波	1.0	100	0.628	3	

3・6・3. 温度依存性試験結果

各温度条件における抵抗力と変位の関係を、図 3・31～3・33 に示す。

変位と抵抗力の関係は、温度、振幅、振動数が変化しても、角部がやや丸みを帯びた平行四辺形状を呈している。

抵抗力は、基本特性試験同様、振動数、振幅が変化すれば、速度に伴い変化する。20℃の試験結果より得られた回帰特性は、 $F=315.7 \times V^{0.1}$ であり、抵抗力が速度に依存する特性は基本特性試験結果と等しい。抵抗力と速度の関係について、図 3・34 に示す。温度は抵抗力に対して僅かながらに影響するが、その影響は小さい。+20℃に対する+60℃の試験結果より、温度が上昇すると抵抗力は上昇することが確認でき、-10℃の試験結果からは、その逆の傾向が確認できる。しかしながら、その割合は、20℃の試験結果に対して約±5%の範囲にあり、温度の抵抗力に及ぼす影響は僅かであると言える。

一次剛性の結果は、基本特性試験同様、振動数、振幅、速度によって変化しない。一次剛性と速度の関係について、図 3・35 に示す。20℃の試験結果平均値は、84.1kN/mm であり、試験結果はこの平均値の±15%以内にあった。上下限の差はやや基本特性試験と比較すると大きい傾向にあるが、変化の傾向が一定ではないことからばらつきと評価する。従って、温度は、一次剛性に対して、ほぼ影響しないものと判断する。

また、20℃の試験結果と理論式から求めた抵抗力との比較を図 3・34 に併記した。理論式の算出方法は、前述の基本特性試験と同様とした。試験結果は、理論式から求めた抵抗力に対して±1%の範囲にあった。また試験結果より求めた回帰式は、 $F=316 \times V^{0.1}$ となったが、理論式から求めた抵抗力と回帰式から求めた抵抗力の差異は、約 3%であった。理論式は、実施した試験の範囲において、試験結果をよく再現している。

以上より、ボイラ構造物内を想定した温度環境であれば、粘性流体ダンパは常温と変わらない特性を発揮できる。

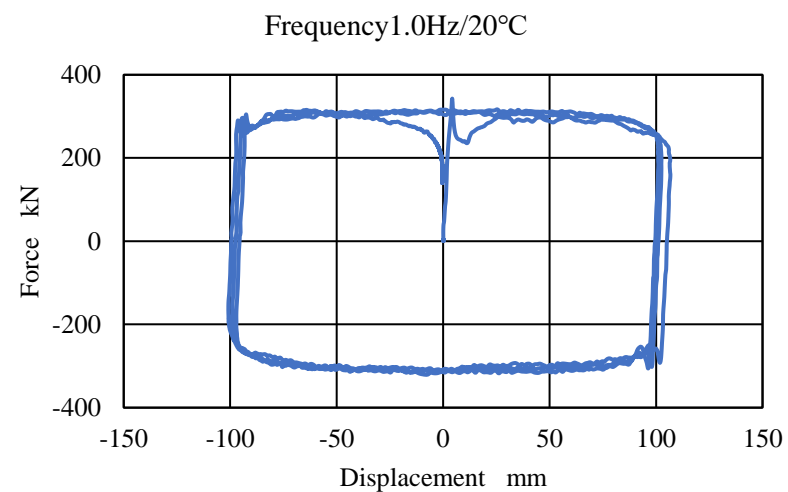
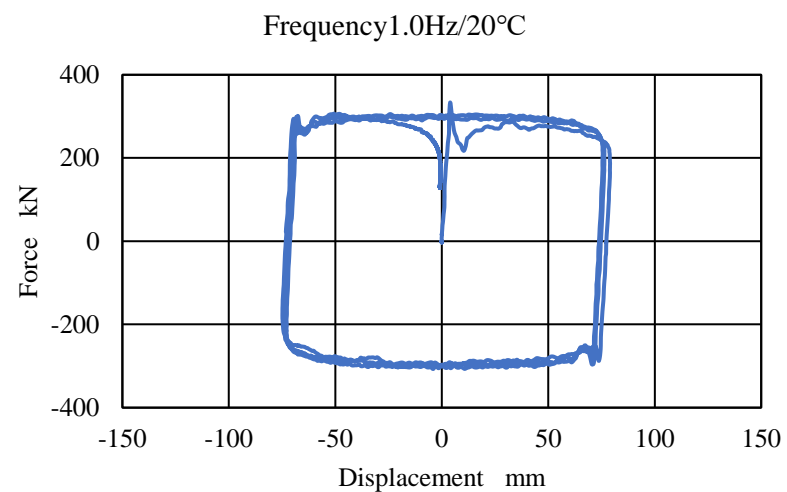
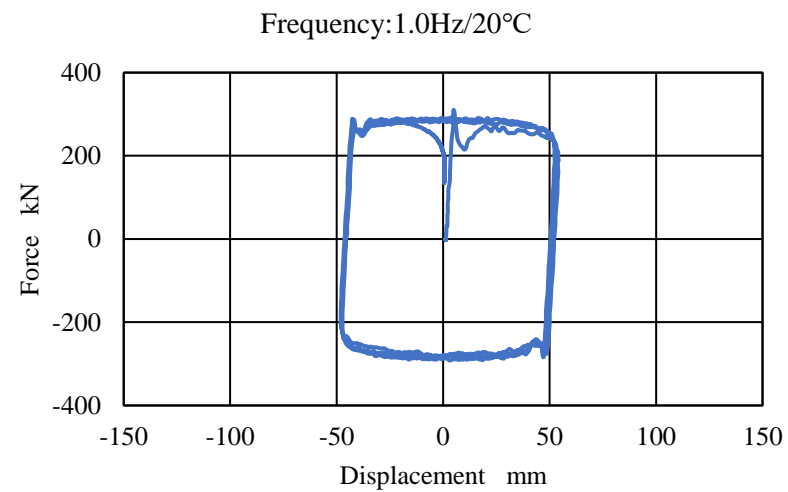
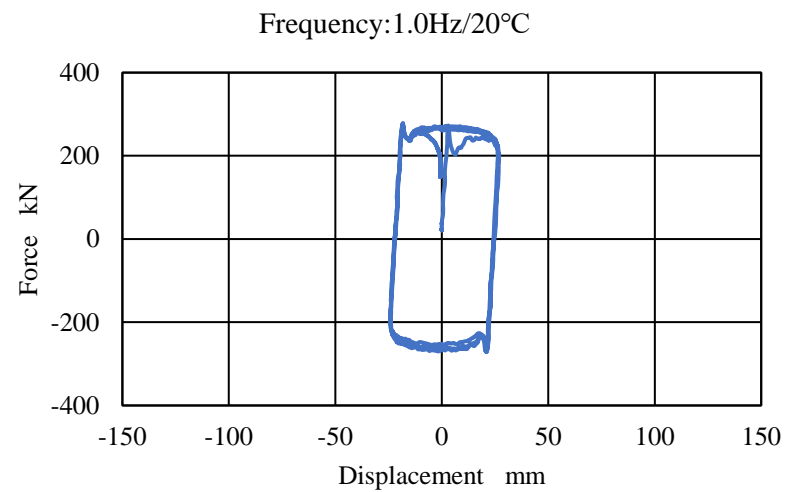


図 3・31. +20°Cの抵抗力和変位の関係

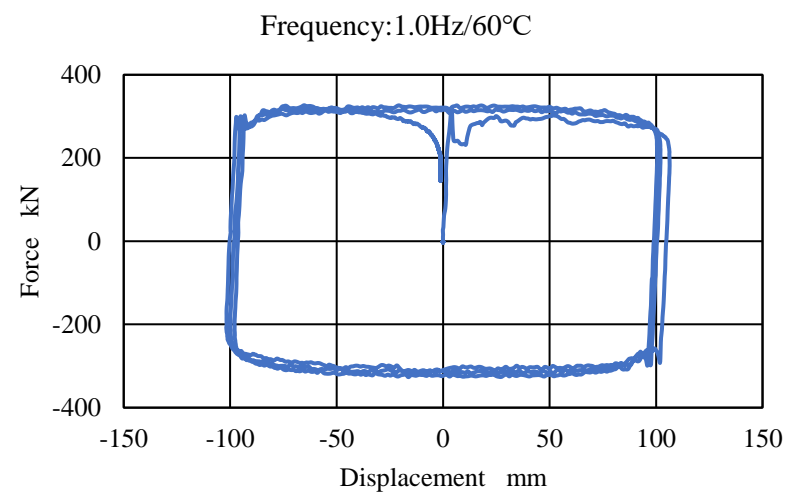
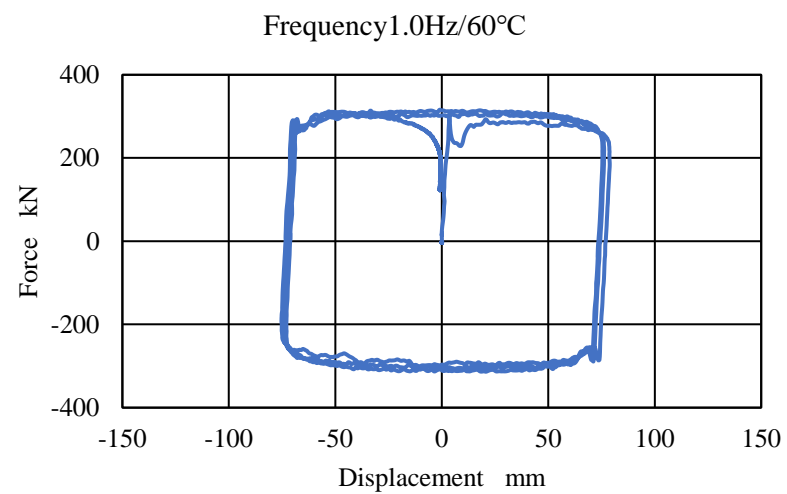
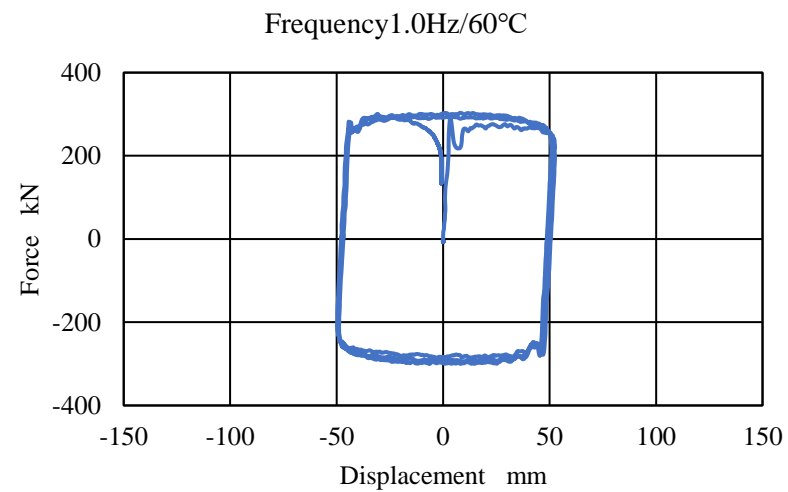
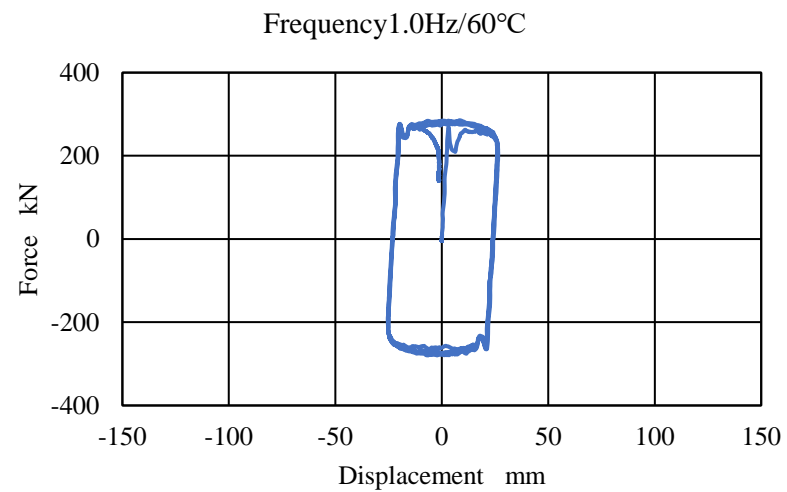


図 3・32. +60°Cの抵抗力和変位の関係

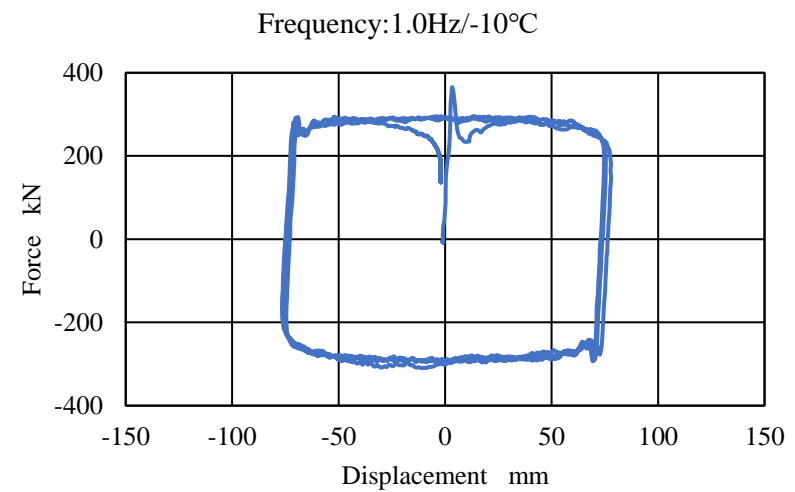
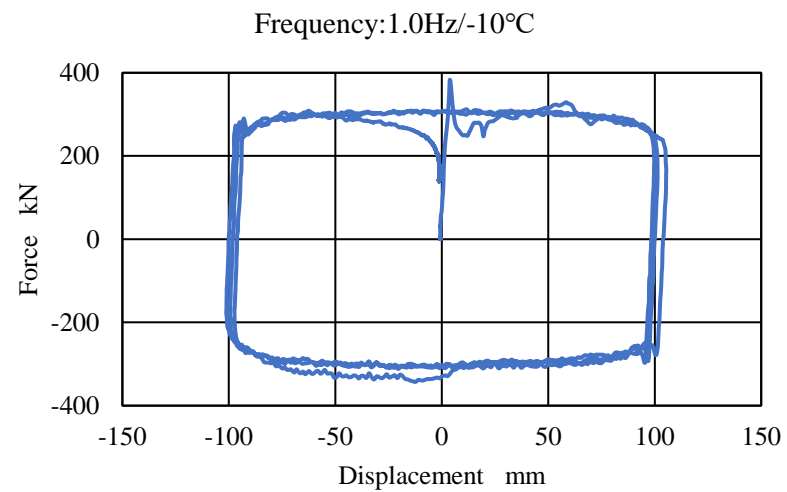
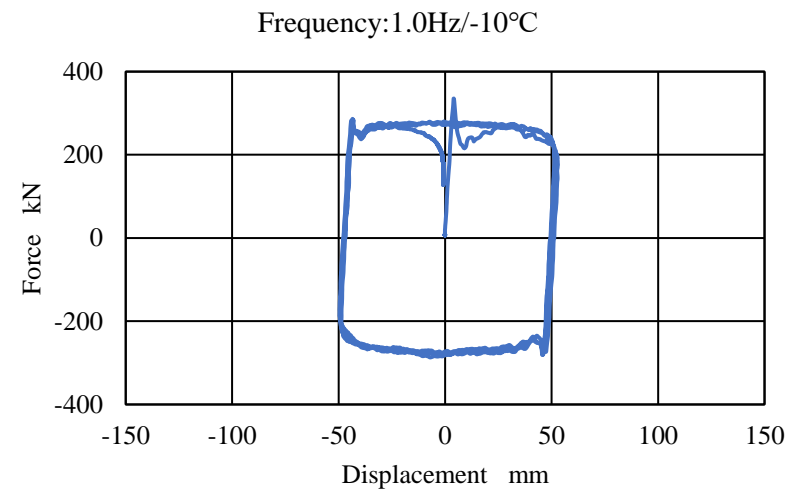
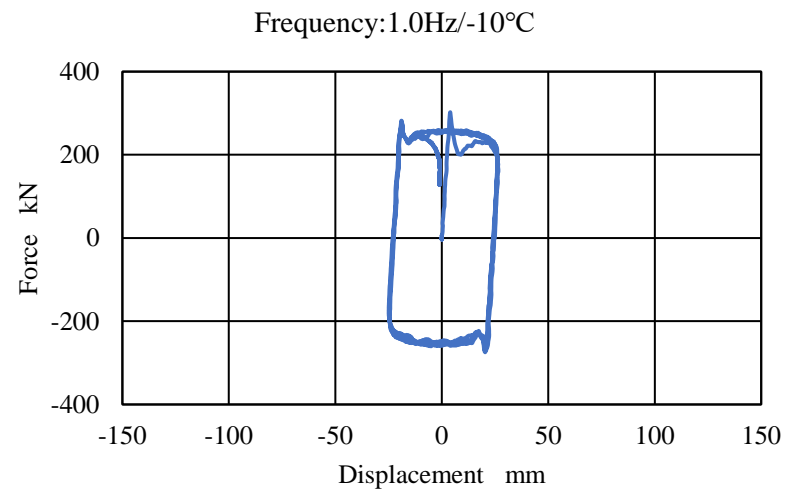


図 3・33. -10°Cの抵抗力和変位の関係

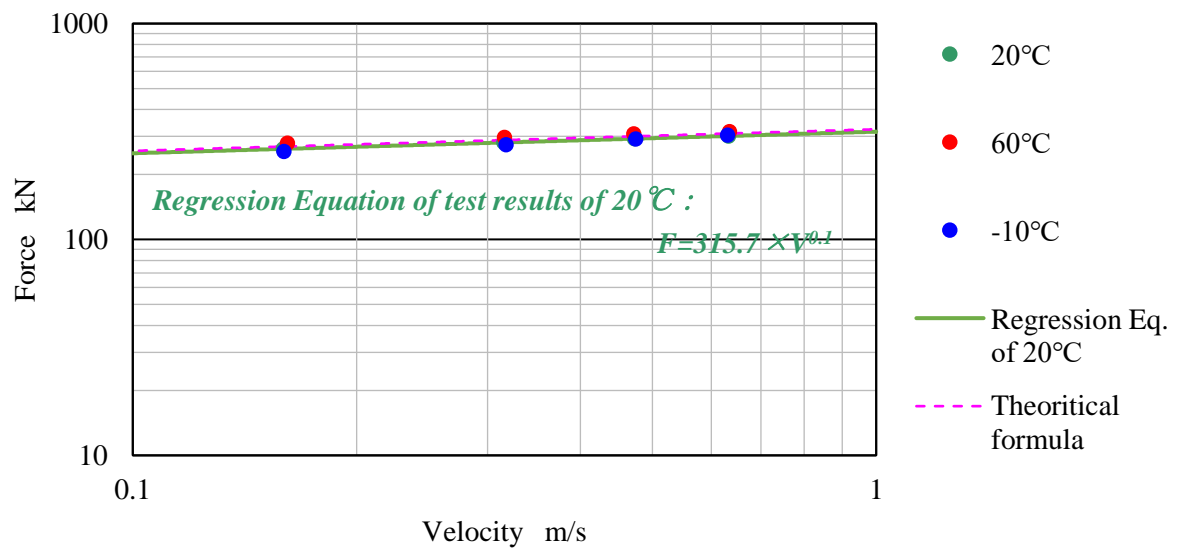


図 3・34. 各温度における抵抗力と速度の関係

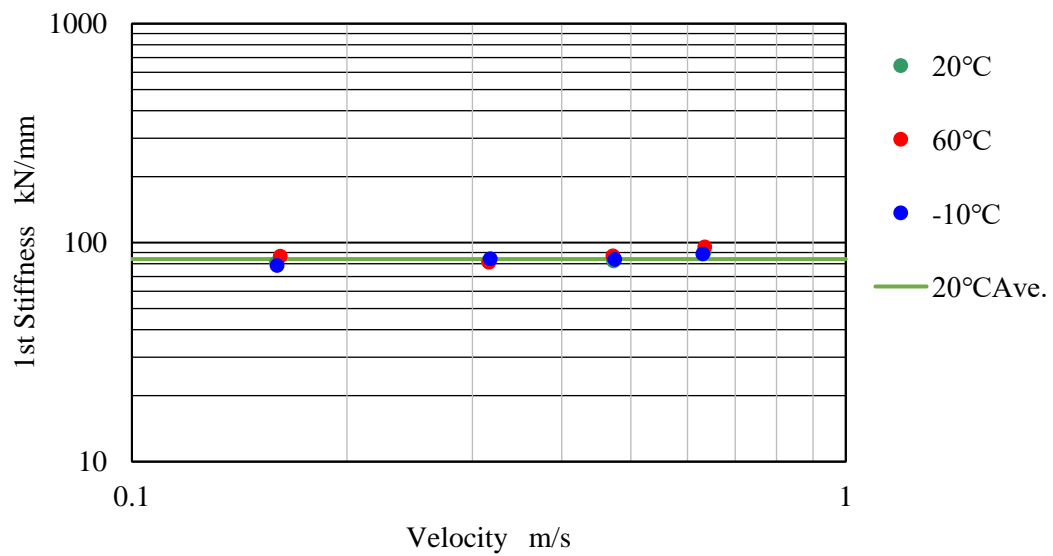


図 3・35. 各温度における一次剛性と速度の関係

3・7. ダンパ特性の解析モデル化

基本特性試験の結果より，粘性流体ダンパは，一次剛性を有し，抵抗力は速度の 0.1 乗に比例する．また，温度依存性試験の結果より，抵抗力と一次剛性は，温度にほぼ影響を受けない．以上の結果より，ダンパの解析モデルを構築する．

ダンパの解析モデルを二種類提案する．一つは，基本特性試験で得られた結果を反映するように，抵抗力の速度依存性及び一次剛性を考慮した Maxwell モデルとする．減衰の項に，速度の累乗モデルを，ばねの項に一次剛性の試験結果を使用する．速度の累乗のモデルは，抵抗力と速度の関係より求めた回帰式 $F = 3311 \times V^{0.1}$ を導入し，一次剛性は，平均値結果である 600kN/mm とした．

もう一つは，抵抗力と変位の関係が矩形となるバイリニアモデルである．本バイリニアモデルは，二次剛性はほぼゼロとし，降伏荷重と降伏変位で定義する．降伏荷重は，基本特性試験で得られた抵抗力試験結果の平均値より，2704kN とする．また，その結果と同試験の一次剛性試験結果である 600kN/mm で算出する値 4.5mm を降伏変位とした．

一方，抵抗力の温度依存性については，前述の試験結果より抵抗力，一次剛性ともに温度による影響は少ないもの判断し，両解析モデルには考慮しない．解析モデルの諸元を，表 3・11 に示す．

表 3・11. 解析モデル諸元

種別	項目	仕様値
Maxwell モデル	減衰の項	$F(\text{kN}) = 3311 \times V^{0.1}$
	ばねの項	600 kN/mm
バイリニアモデル	降伏荷重	2704 kN
	降伏変位	4.5 mm
	一次剛性	600 kN/mm
	二次剛性	≈ 0

基本特性試験における試験結果と解析モデルの比較を図 3・36～3・39 に示す．比較した条件は，基本特性試験における最大最小速度の条件の他，中間の 2 点とし，振動数条件，振幅条件をそれぞれ変えたものである．

減衰の項に抵抗力の速度依存性を使用した Maxwell モデルは，どの試験条件でも試験結果と解析結果がほぼ合致している．その差は，エネルギー吸収で評価すると -4～-1% であり，解析モデルは試験結果を良好に再現していると言える．

一方，バイリニアモデルでは，振動数 0.5Hz，振幅±75mm の試験条件では試験結果と解析結果がほぼ合致しているものの，それよりも速度が低い場合は解析モデルの抵抗

力は増加側に乖離し、速度が高い場合はその逆となる。その乖離は、エネルギー吸収で評価すると-15～+17%となっており、これは抵抗力の速度依存性のために発生する。しかしながら、この乖離量は速度依存性を考慮した Maxwell モデルよりも大きくはなっているものの、設計する速度範囲を考慮した設計さえすれば乖離を小さくでき、十分に使用できる。

以上より、ダンパの解析モデルは減衰の項に速度依存性を、ばねの項に一次剛性を考慮した Maxwell モデルが最も適していると言える。バイリニアモデルの再現性は、あらゆる速度領域を考慮した場合、Maxwell モデルよりも低くなる。しかしながら、バイリニアモデルの汎用性、解析ソフトの利便性より、同モデルを使用する場合は、ダンパを効かせたい構造物の応答速度を考慮すること、若しくはダンパ効果が働いている応答速度より定格抵抗力を求めること等に留意することで、その精度に応じた解析が可能となる。

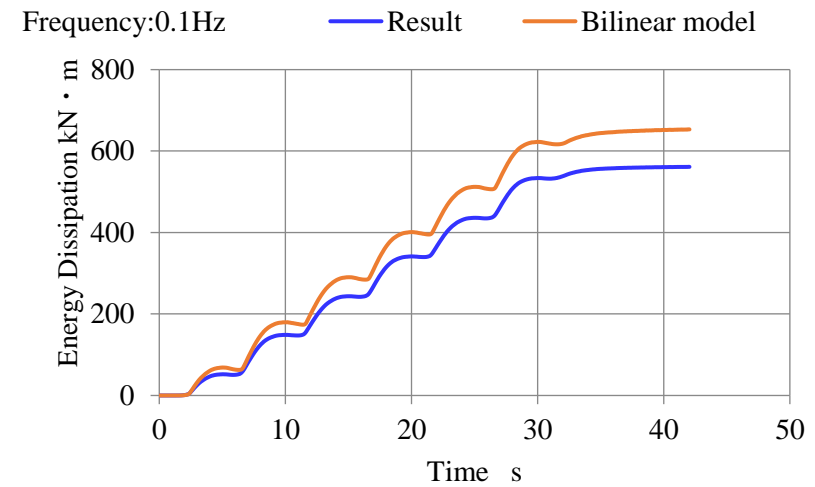
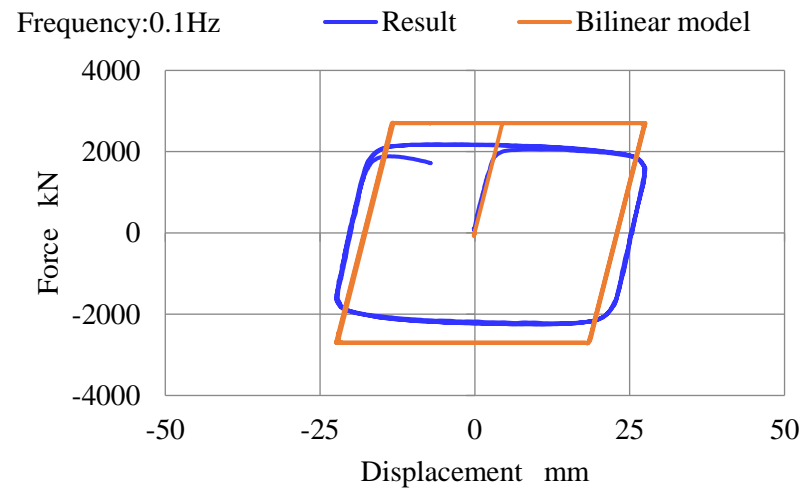
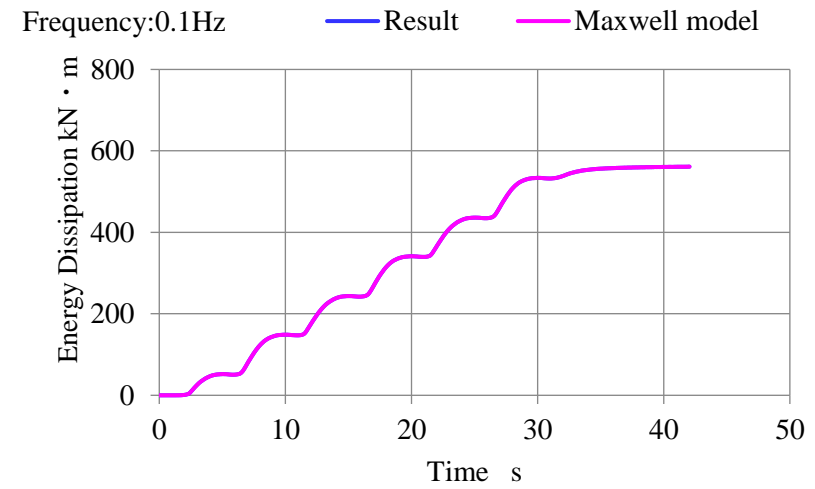
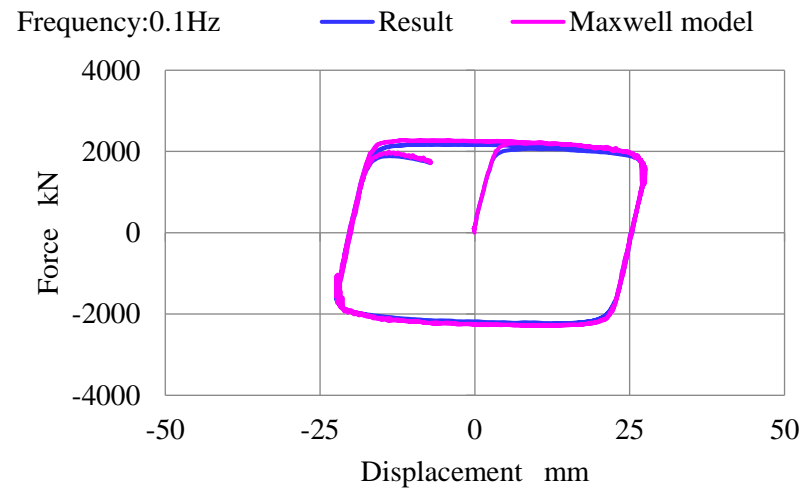


図 3・36. 0.1Hz±25mm の基本特性試験における試験結果と解析モデルの比較

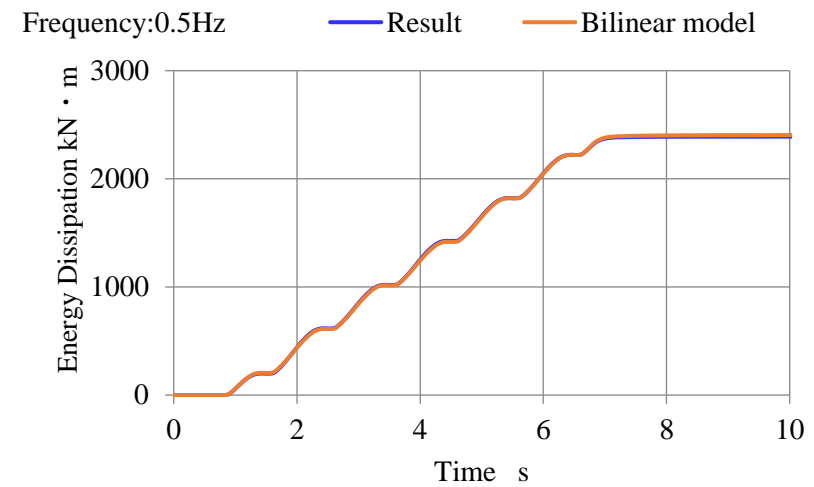
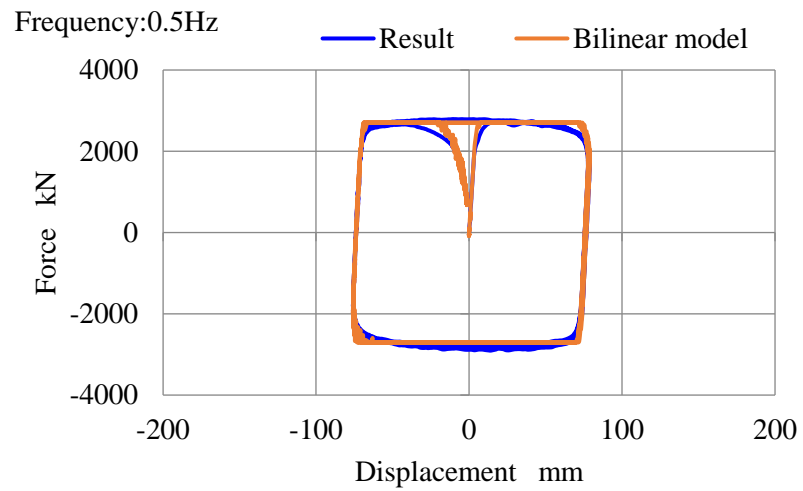
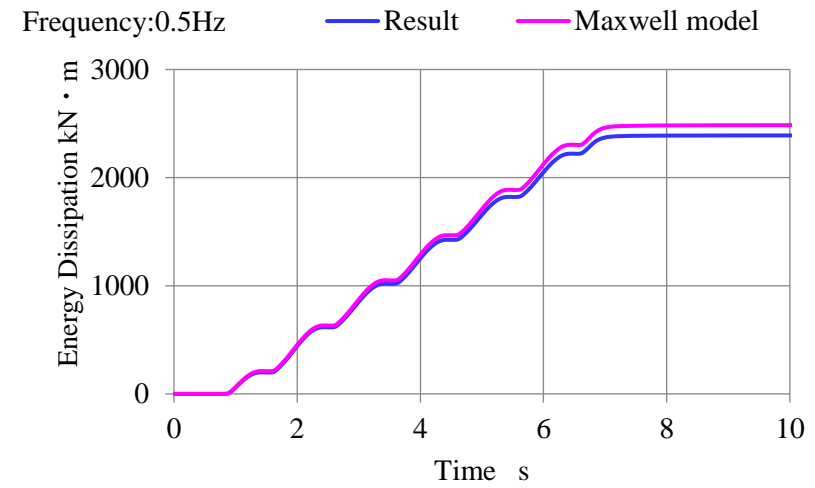
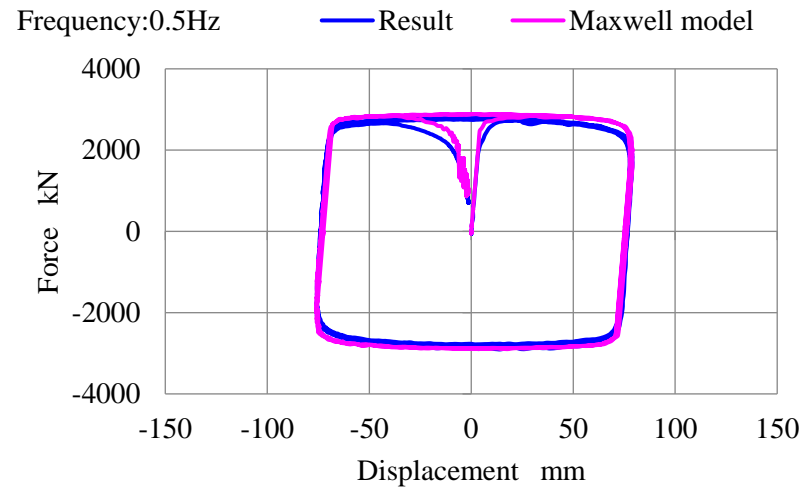


図 3・37. 0.5Hz±75mm の基本特性試験における試験結果と解析モデルの比較

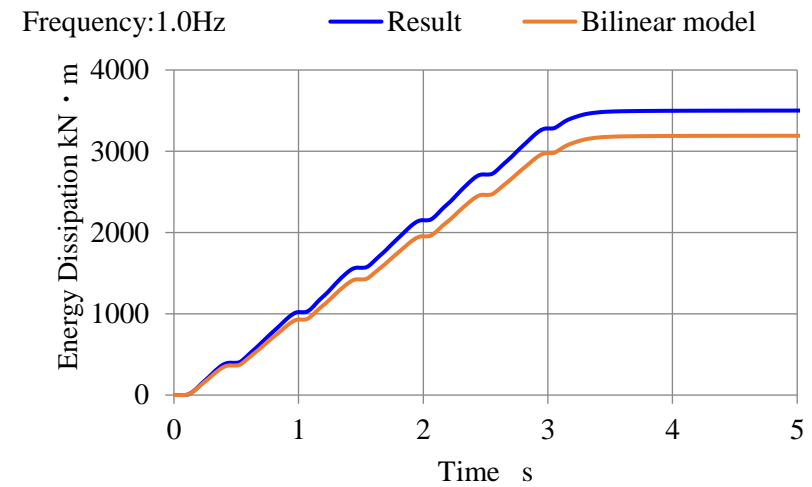
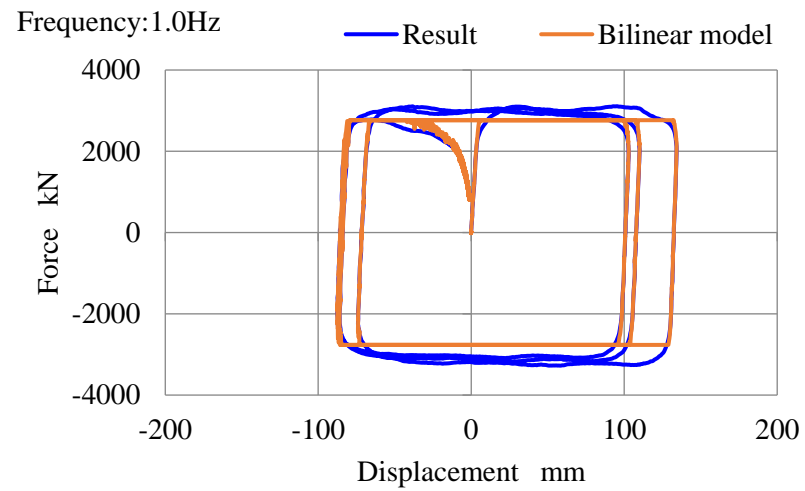
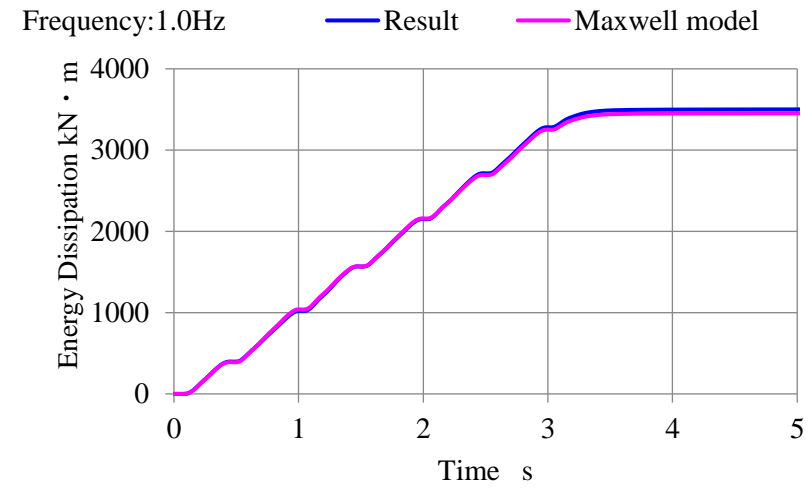
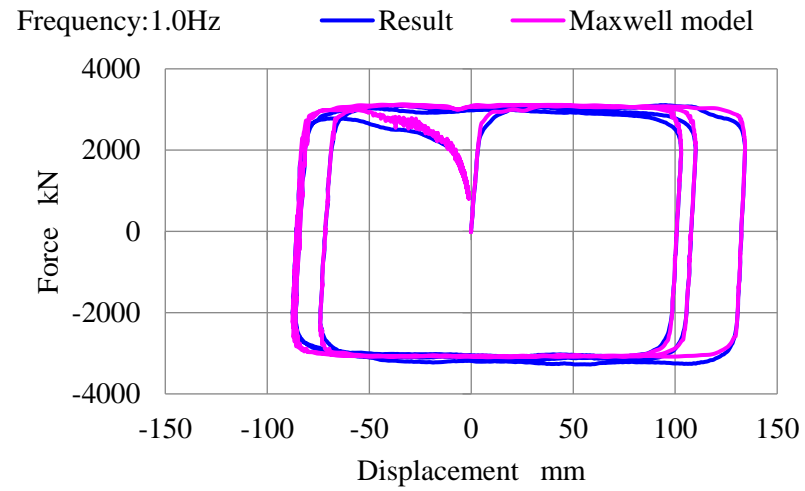


図 3・38. 1.0Hz±100mm の基本特性試験における試験結果と解析モデルの比較

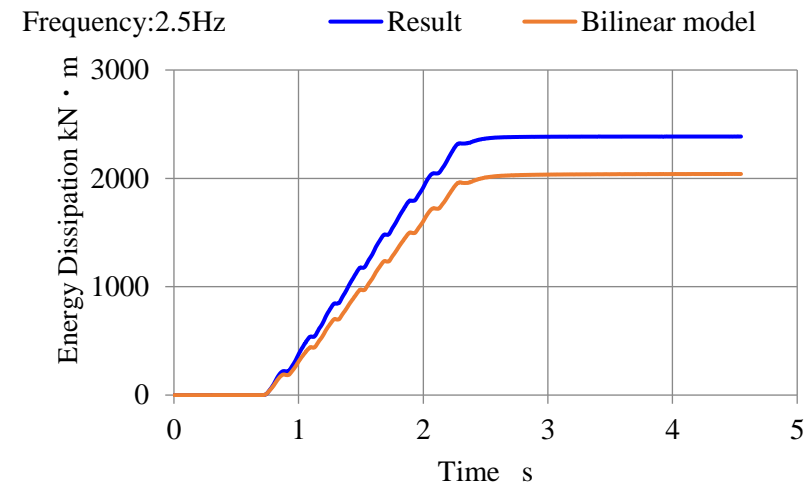
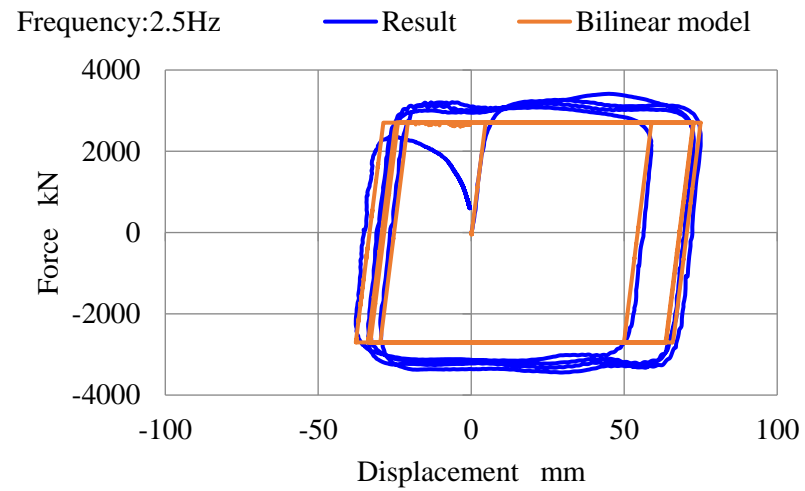
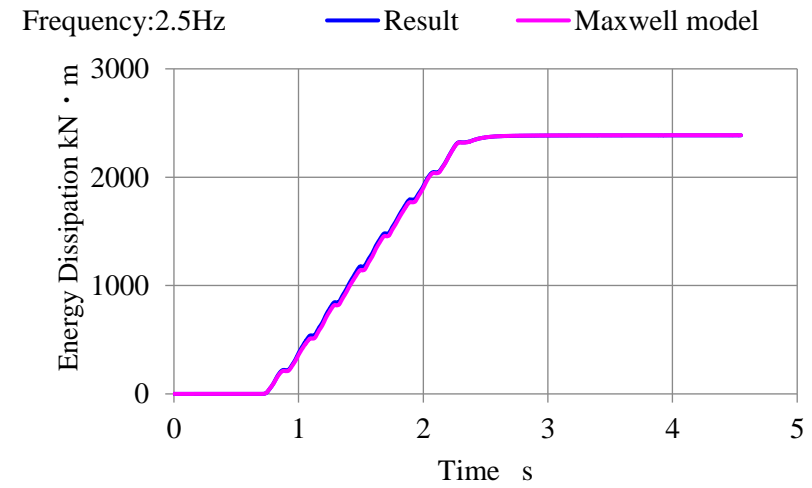
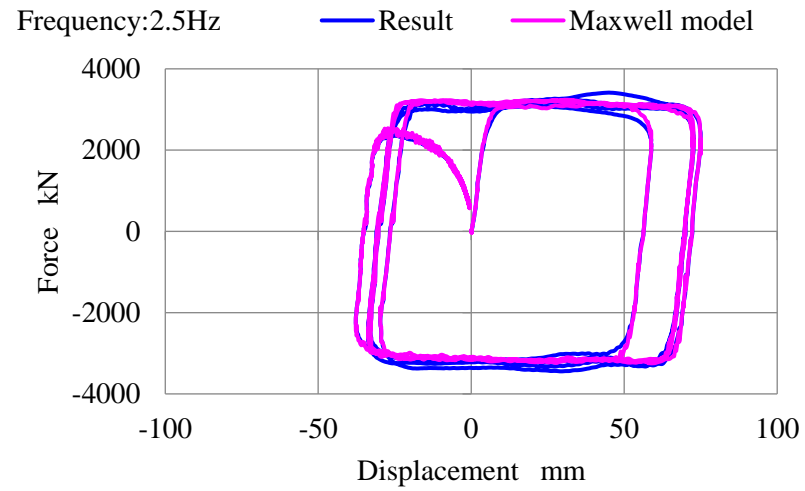


図 3・39. 2.5Hz±50mm の基本特性試験における試験結果と解析モデルの比較

3・8. ダンパの解析モデルを用いたトレース解析

前章では，ボイラ構造物の制振ダンパとして，抵抗力と変位の関係が矩形のバイリニアとなるダンパが適していることを示し，本章ではそれを実現するためのダンパ開発を行ってきた．しかしながら，事前に解析で求めた特性と開発したダンパの特性は，類似しているものの相違点もある．そこで改めて開発したダンパの特性を考慮した解析モデルを用いて，地震応答解析を行い，その効果を確認する．

3・8・1. 解析方法

解析は，二章で使用したボイラ構造物の解析モデルに，粘性流体ダンパの解析モデルを導入して地震応答解析を行う．解析モデルは，抵抗力の速度依存性と一次剛性を考慮した Maxwell モデルとバイリニアモデルとする．比較対象は，2・4・2 項で示した抵抗力と変位の関係が矩形となるバイリニアモデルと振れ止めを想定したバイリニアモデルとする．

Maxwell モデルの減衰の項は，基本特性試験で得られた結果に従い，抵抗力が速度の 0.1 乗に比例する特性とする．一次剛性は，基本特性試験より 3000kN のダンパで一次剛性が 600kN/mm であったことから，その関係より 5mm で最大抵抗力に達する剛性を入力した．

バイリニアモデルは，抵抗力と変位の関係が矩形となる同様の型とするが，本節で使用するモデルは，一次剛性が二章のそれよりも低く，粘性流体ダンパを想定できるものとした．一次剛性の設定は，基本特性試験結果より，降伏変位を 5mm で設定する．

解析では，2・4・2 項で得られた矩形型バイリニアと比較するために，0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時に，最大抵抗力が等価となるダンパパラメータを設定し，その条件において他の地震波を入力する．入力する地震波は，Taft EW 波の他，El Centro NS 波，Hachinohe NS 波を使用し，両波形とも，最大速度を 0.5m/s に基準化したものとする．

3・8・2. 解析結果

解析結果より，Taft EW 波を入力したときに最大抵抗力が等価となる場合のパラメータを，表 3・12 に示す．

表 3・12. 解析で求めた各ダンパのパラメータ

解析モデル		項目	単位	値
確認対象モデル	矩形型バイリニア	降伏変位	mm	5
		降伏荷重	MN	25.5
	Maxwell モデル	減衰の項	MN	$F = 28.4 \times V^{0.1}$
		ばねの項	MN/mm	5.1
比較対象モデル	バイリニアモデル (ストッパー想定)	一次剛性	MN/mm	3.34
		二次剛性	MN/mm	0.08
		降伏変位	mm	6.5
		降伏荷重	MN	21.71
	矩形型バイリニア	降伏変位	mm	1
		降伏荷重	MN	25.5

前章で求めた矩形型バイリニア最大抵抗力は 25.5MN であったため，Maxwell モデルもそれ同等としたが，0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した場合，最大相対変位は約 95mm となり，比較対象のバイリニアモデルよりも 30%程度低減することが出来た．一方，降伏変位を 5mm としたバイリニアモデルは，10mm 程度最大相対変位が大きくなった．全体的な傾向として，前章で求めたバイリニアモデルよりも変位の項目において，若干大きくなる傾向があるが，それ以外はほぼそれと同等である．そのため，一次剛性の差異は，それほど顕著には確認できないと言える．

各入力波における変位と抵抗力の関係を図 3・40～42 に示す．Taft EW 波を入力した時，Maxwell モデルの最大抵抗力は，前章で求めたバイリニアモデルと同等ではあるものの，全体には低い傾向がある．矩形型のバイリニアモデルよりも大振幅に至る前に繰り返し稼働していることが確認でき，その部分でエネルギー吸収が図られているためと考えられる．

一方，El Centro NS 波，Hachinohe NS 波を入力した場合には，最大相対変位が大きくなる．矩形型のバイリニアモデルでは，剛性で変位を抑制しているが，Maxwell モデルでは速度が低い時には，定格抵抗力よりも多少ながらではあるものの，バイリニアモデルよりも小さい抵抗力で二次剛性部に移行するため，よりエネルギー吸収が図られているが，その分，発生する変位が大きくなることが要因に挙げられる．

比較対象と確認する解析モデルを入力波毎に，最大相対変位，最大ダンパ抵抗力，累

積変位量及びボイラと支持構造物の加速度で示した図を、図 3・43～3・47 に示す。ダンパ抵抗力を等価にした場合、Maxwell モデルは、Taft EW 波を入力した場合の累積変位量を前章で求めた矩形型のバイリニアモデルと同等にできる。El Centro NS 波、Hachinohe NS 波の場合は、前述で述べた要因より増加が確認できるが、振れ止めを想定したバイリニアモデルよりもいずれの場合も小さく、その効果は有効であると言える。

また加速度については、全地震波において、前章で求めたバイリニアモデルよりも小さい。また、振れ止めを想定したバイリニアモデルと比較しても、同等若しくはそれ以下に低減できている。

これらを総括して、各地震波における振れ止めを想定したバイリニアモデルと Maxwell モデルの抵抗力と変位の関係を図 3・48～3・50 に示す。開発した粘性流体ダンパの解析モデルである Maxwell モデルは、いずれの地震波でも従来品である振れ止めを想定したバイリニアモデルよりも、抵抗力も変位も小さくすることが確認できた。

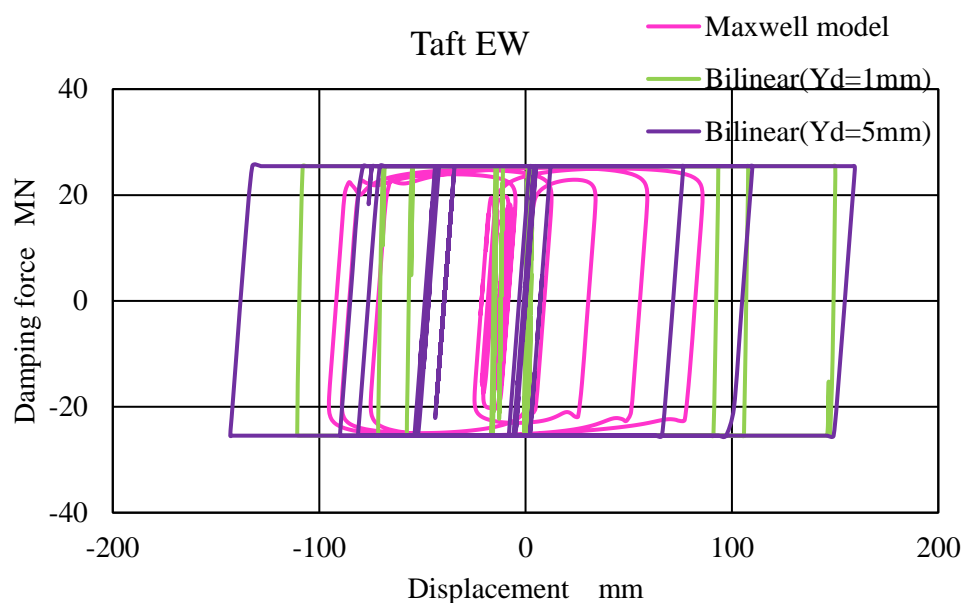


図 3・40. Taft EW 波入力時のダンパ抵抗力と変位の関係
(Maxwell モデルと矩形型バイリニアモデルの比較, Yd : 降伏変位)

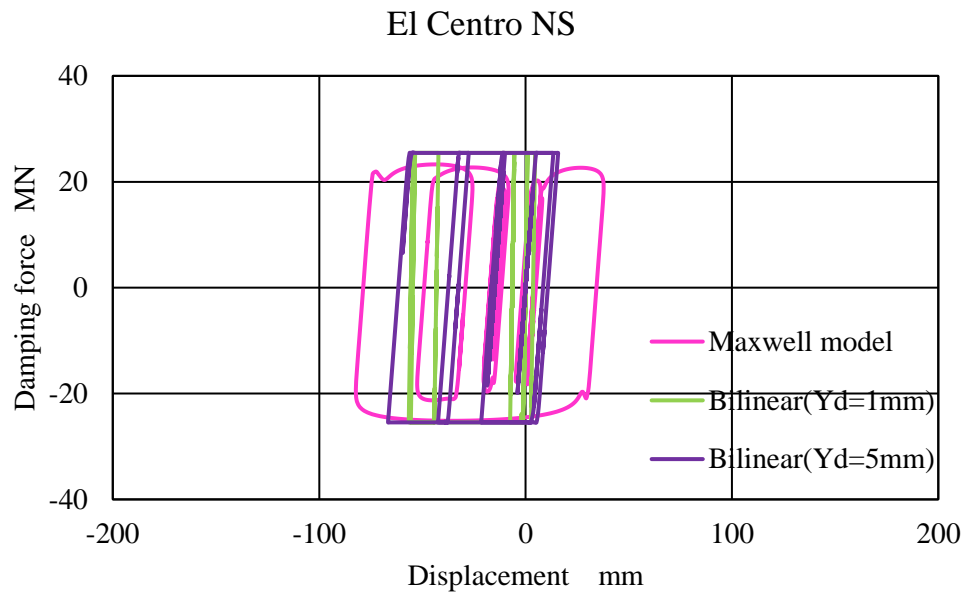


図 3・41. El Centro NS 波入力時のダンパ抵抗力和変位の関係
(Maxwell モデルと矩形型バイリニアモデルの比較, Yd : 降伏変位)

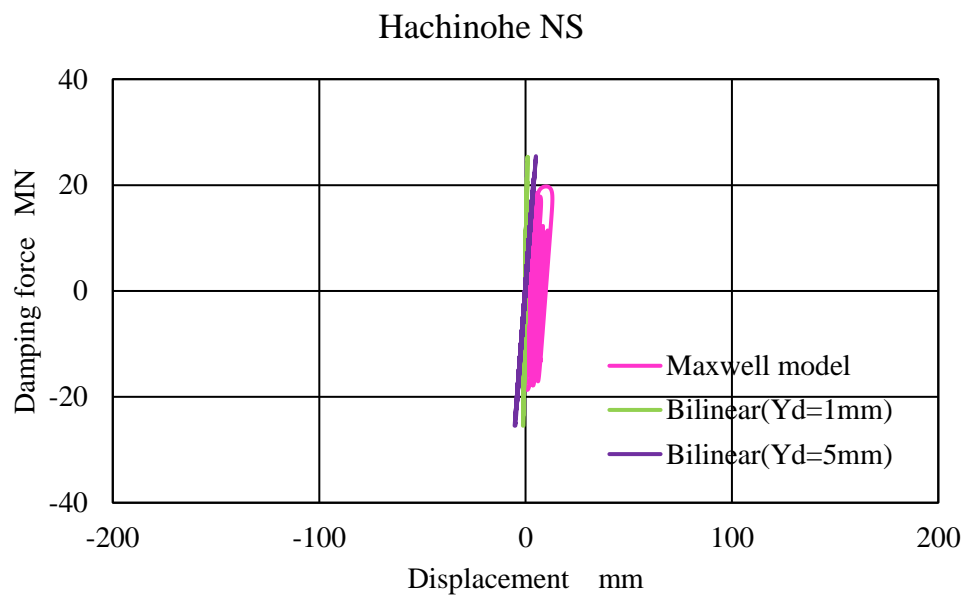


図 3・42. Hachinohe NS 波入力時のダンパ抵抗力和変位の関係
(Maxwell モデルと矩形型バイリニアモデルの比較, Yd : 降伏変位)

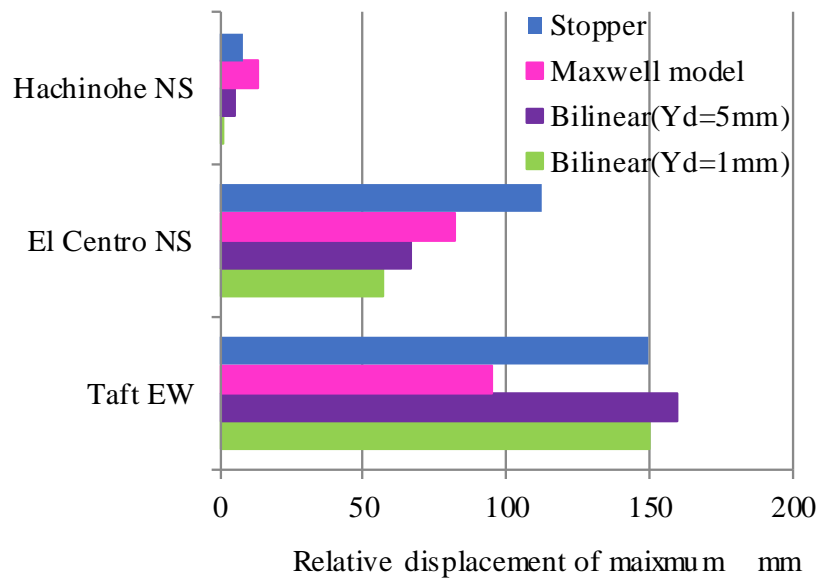


図 3・43. 速度依存性を考慮した Maxwell モデルと降伏変位をダンパ特性に合わせた矩形型バイリニアモデルの各地震波における最大相対変位
(Stopper : 振れ止め装置を想定したバイリニアモデル, Yd : 降伏変位)

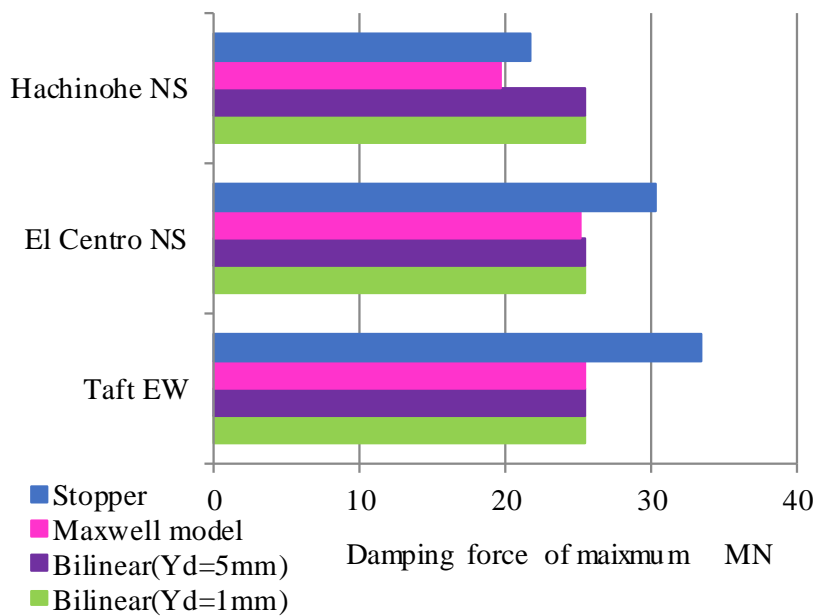


図 3・44. 速度依存性を考慮した Maxwell モデルと降伏変位をダンパ特性に合わせた矩形型バイリニアモデルの各地震波における最大ダンパ抵抗力
(Stopper : 振れ止め装置を想定したバイリニアモデル, Yd : 降伏変位)

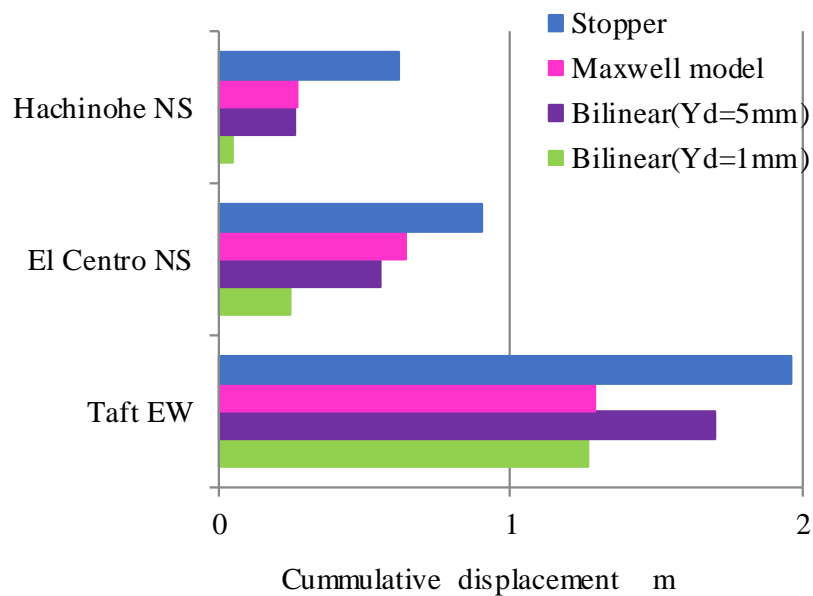


図 3・45. 速度依存性を考慮した Maxwell モデルと降伏変位をダンパ特性に合わせた矩形型バイリニアモデルの各地震波における累積変位量
(Stopper : 振れ止め装置を想定したバイリニアモデル, Yd : 降伏変位)

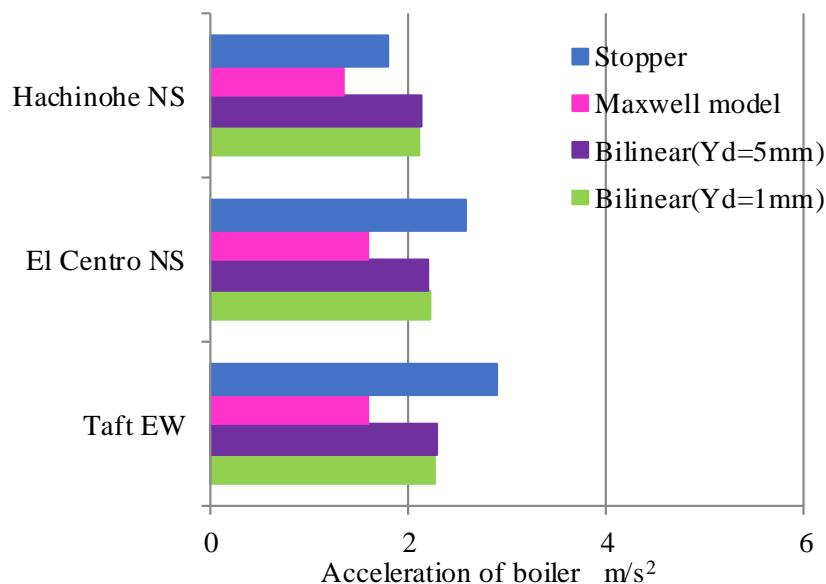


図 3・46. 速度依存性を考慮した Maxwell モデルと降伏変位をダンパ特性に合わせた矩形型バイリニアモデルの各地震波におけるボイラの応答加速度
(Stopper : 振れ止め装置を想定したバイリニアモデル, Yd : 降伏変位)

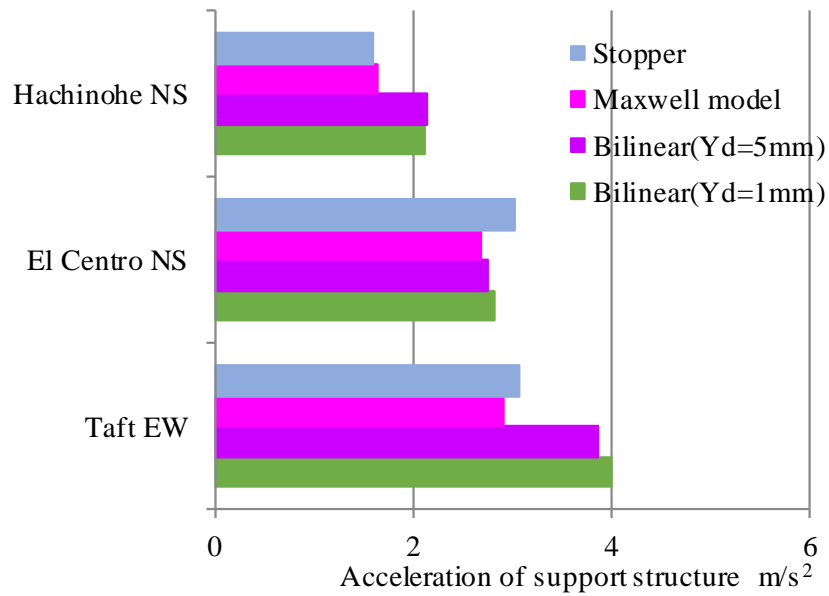


図 3・47. 速度依存性を考慮した Maxwell モデルと降伏変位をダンパ特性に合わせた矩形型バイリニアモデルの各地震波における支持構造物の応答加速度
(Stopper：振れ止め装置を想定したバイリニアモデル，Yd：降伏変位)

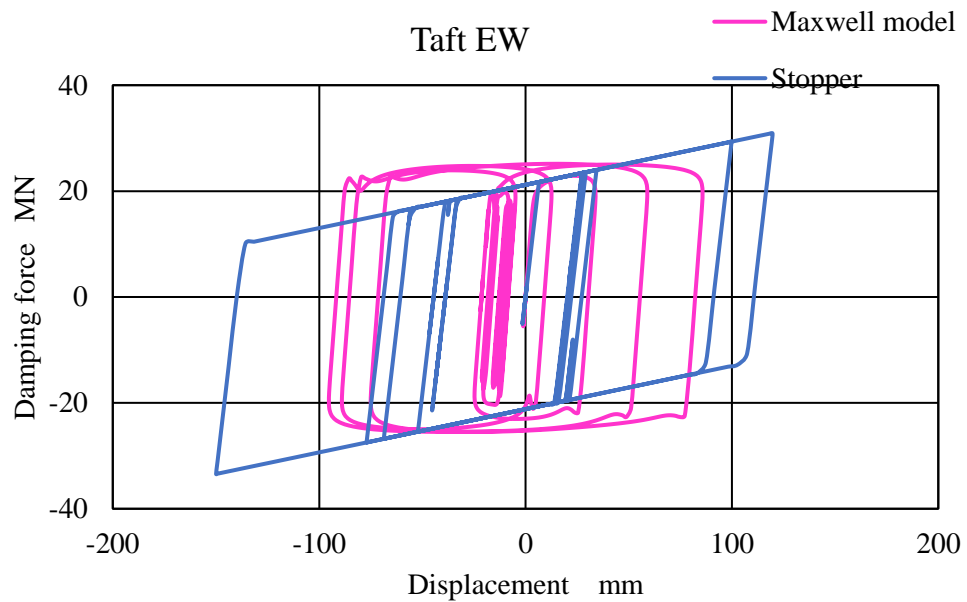


図 3・48. Taft EW 波入力時のダンパ抵抗力和変位の関係
(振れ止め装置を想定したバイリニアモデルと Maxwell モデルの比較)

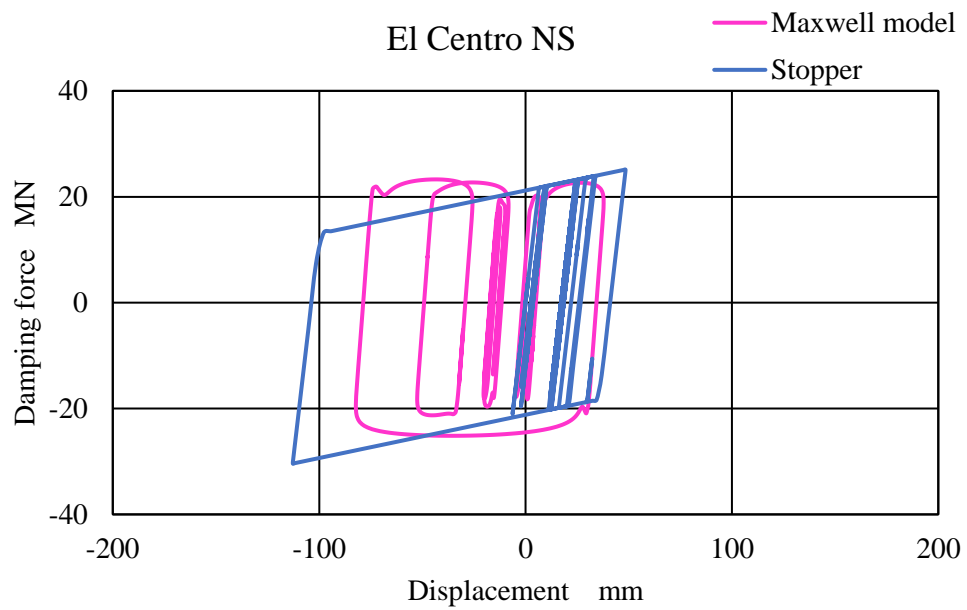


図 3・49. El Centro NS 波入力時のダンパ抵抗力と変位の関係
(振れ止め装置を想定したバイリニアモデルと Maxwell モデルの比較)

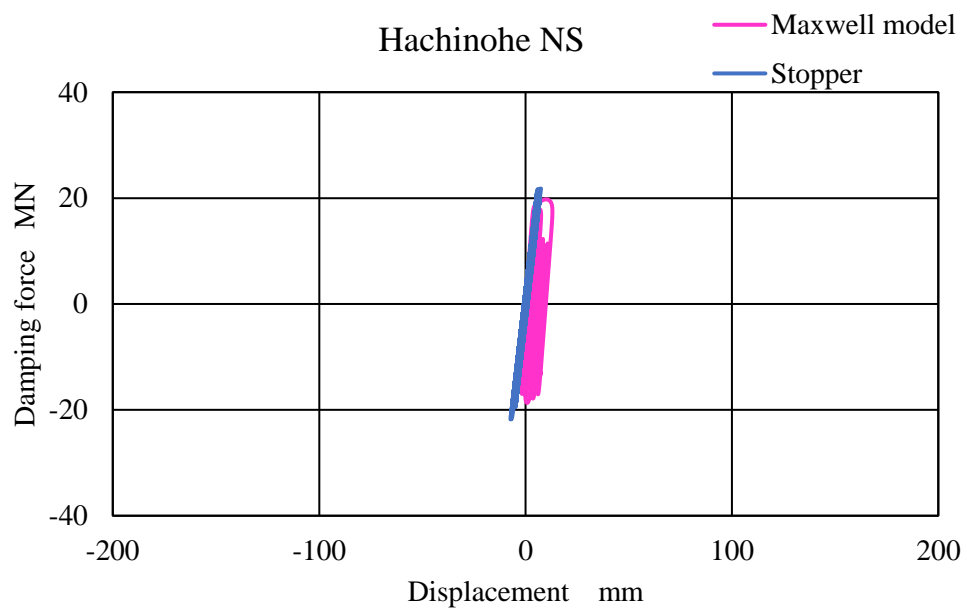


図 3・50. Hachinohe NS 波入力時のダンパ抵抗力と変位の関係
(振れ止め装置を想定したバイリニアモデルと Maxwell モデルの比較)

3・9. 粘性流体ダンパの緩速変形特性

ここまでに粘性流体ダンパの地震時に関わる特性の解明と設計のための解析モデルの構築について述べてきたが、本節では粘性流体ダンパの緩速変形特性について示す。

本ダンパは、基本特性試験等これまでの検証で、実験的に抵抗力は速度の 0.1 乗に比例することを示してきた。この特性は、温度への依存性も少なく地震時の変位抑制に効果的である。しかし、ボイラ構造物では稼働・停止時に温度収縮が発生するが、この変形には緩やかに追従することが適している。

そこで、基本特性試験時に緩速変形の試験についても実施した。

試験方法及び計測方法は、基本特性試験に準じる。加振の条件は、振動数 0.0005Hz、振幅±8mm であり、入力波には正弦波を使用した。繰り返し回数は 1cycle のため、評価は図 3・51 に示すように負側の Y 軸切片の絶対値を評価する。

緩速変形試験における抵抗力と変位の関係を図 3・52 に示す。3000kN のダンパの抵抗力は、620kN であり、定格速度の約 1/6 程度であった。また抵抗力と速度の関係を図 3・53 に示す。基本特性試験結果とそれより得られた回帰特性から、緩速変形試験で得られた抵抗力相当を発揮するための速度は $5.3 \times 10^{-8} \text{m/s}$ と算出できるが、実験結果では $2.1 \times 10^{-5} \text{m/s}$ で乖離している。

以上より、本ダンパは、温度収縮のような緩速的な外力を受けた時には、地震時の反力よりも低減して抵抗力を発揮するため、構造物の負担を和らげることが可能である。

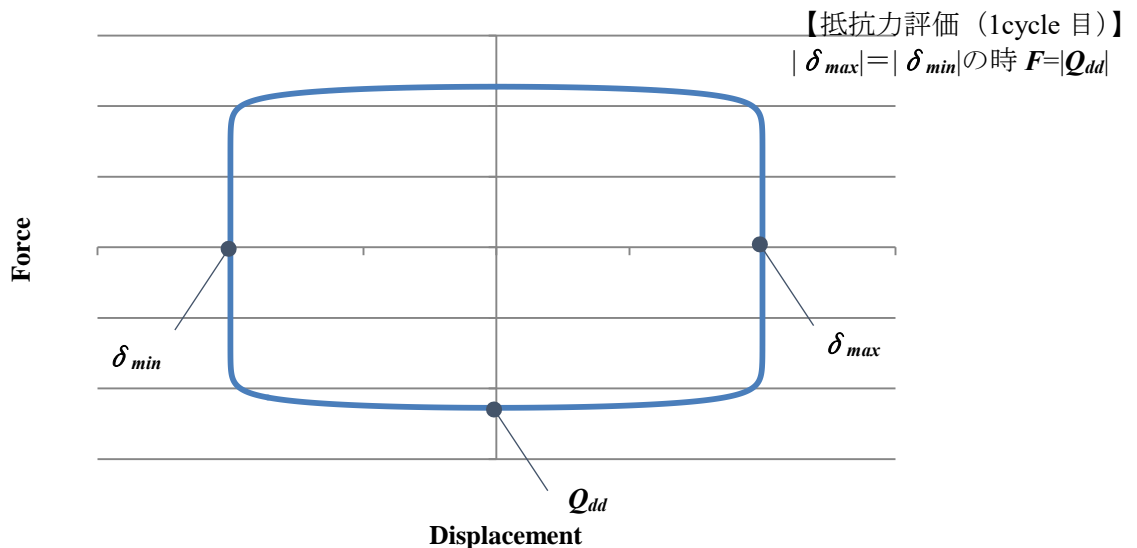


図 3・51. 緩速変形における特性試験の抵抗力評価

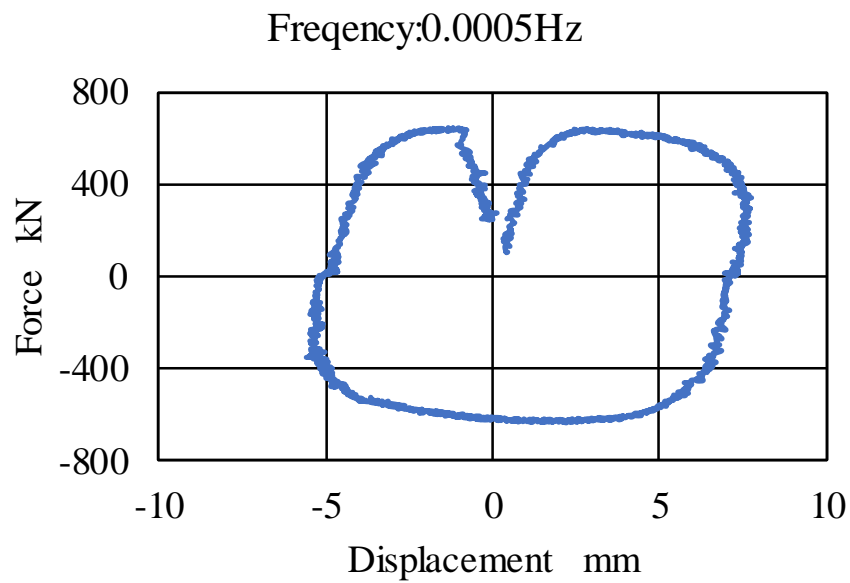


図 3・52. 緩速変形試験における抵抗力と変位の関係

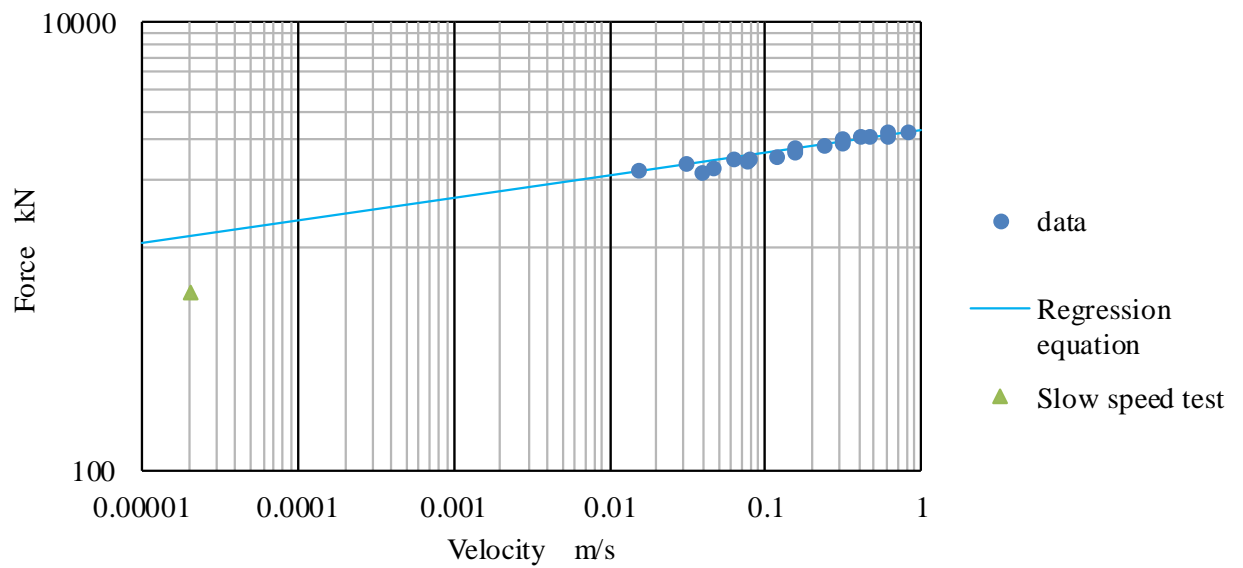


図 3・53. 緩速変形試験における抵抗力と速度の関係

3・10. 結言

本章では，ボイラ構造物の制振ダンパとして求められる矩形型のバイリニアな特性を有するダンパを解析的・実験的検証より開発した．以下に本章で得た知見について示す．

- ・ナビエ・ストークスの式と粘性率変数を用いた手法でダンパの理論式を導出した．下記に示す理論式を導出した．

$$F_D = c \frac{\pi(D_0 D_1 - D_2^2)L}{D_0 - D_1} V^n$$

$$c = c_0 \left\{ \frac{4(D_0 + D_1)}{(D_0 - D_1)^2} \right\}^n$$

- ・実大級となる 3000kN ダンパを試作し，基本特性試験を実施した．その結果より，抵抗力と変位の関係が矩形履歴となること，抵抗力が速度の 0.1 乗に比例する特性を有すること，一次剛性は振幅，振動数，速度に依存せず，一定であることを確認した．
- ・基本特性試験と理論式で算出する抵抗力を比較し，試験結果は理論式から求めた抵抗力に対して，-9～+3%の範囲にあった．また理論式から求めた抵抗力と回帰式から求めた抵抗力の差異は，約 1%と小さい．従って，理論式は実施した試験の範囲において試験結果をよく再現している．
- ・温度依存性試験においては，実大級ともなる 300kN ダンパによって，-10～+60℃雰囲気中の抵抗力特性を確認した．その温度範囲では，常温を想定した+20℃雰囲気中の特性とほぼ抵抗力の特性がほぼ変わらないことを確認した．
- ・温度依存性試験の 20℃の結果を用いて，理論式の妥当性を確認した．試験結果は，理論式から求めた抵抗力に対して±1%の範囲にあった．また理論式から求めた抵抗力と回帰式から求めた抵抗力の差異は，約 3%であった．理論式は，実施した試験の範囲において，試験結果をよく再現している．
- ・以上の二試験の結果より，ダンパの解析モデルを構築した．解析モデルは，Maxwell モデルとバイリニアモデルとする．
- ・Maxwell モデルは，減衰の項に抵抗力が速度の 0.1 乗に比例する特性を，ばねの項にダンパの一次剛性を入力する．Maxwell モデルを用いることにより，速度で抵抗力が変わるダンパの特性をほぼ正確に再現することができた．
- ・一方，バイリニアモデルは，抵抗力の速度依存性が反映されないため，試験結果との乖離が低速，高速側で発生した．精度は，バイリニアモデルの精度は約±15%であり，Maxwell モデルの方が正確である．しかしながら，バイリニアモデルは解析モデルの利便性が高く，解析ソフトも充実しているため，使用する場合は，構造物の応答速度を考慮したダンパ設定をすることで，精度を補うことができる．

- これらの解析モデルと振れ止めや前章で探索した特性の解析モデルとの比較を，前章同様の地震応答解析で行った．抵抗力が速度の 0.1 乗に比例する特性を考慮した Maxwell モデルは，振れ止めを考慮した解析モデル以上の効果があり，前章で探索した特性の解析モデルと同等程度の効果があることを確認した．

第 3 章の参考文献

- 3-(1) 相田清, 応和泰行, 丸山直伴, 西田英一, 河村幸太郎, 鈴木浩平, 藤田聡, 千葉敏郎, 実機ボイラ構造物連結部の弾塑性挙動による制振効果の実証実験, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.68, No.676 (2002), pp. 3525-3531.
- 3-(2) オイレス工業株式会社, CFD 技術資料
- 3-(3) オイレス工業株式会社, 制震壁技術資料
- 3-(4) 藤田聡, 皆川佳祐, 長田修一, 田中剛, 産業施設を対象とした粘性-摩擦直列ダンパーに関する研究(ダンパーの構造と基本性能), 日本機械学会論文集, Vol.82, No.838 (2016a), DOI:10.1299/transjsme.15-00493.
- 3-(5) オイレス工業株式会社, BM-S 技術資料
- 3-(6) カヤバシステムマシナリー株式会社, 会社案内
- 3-(7) 新日鉄エンジニアリング株式会社, 新日鉄エンジニアリングの粘弾性制振ダンパー(on line), available from
<https://www.nsec-steelstructures.jp/data/base_isolation/catalog_vem.pdf>.
- 3-(8) 一般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 3 版(2013), pp.438-457.
- 3-(9) 坂井嘉克, 藤田聡, 鈴木重信, 正木信男, 柏崎昭広, 三田倫也, 塑性流動抵抗型エラストマ・ダンパーに関する研究(第一報, 小型モデルによる実験と設計式の開発), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.67, No.655 (2001), pp.604-611.
- 3-(10) 中川鶴太郎, レオロジー第 2 版, 岩波書店(1978), p.80, pp.97-100.
- 3-(11) Tanaka, G., Minagawa, K., Aida, K., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part1 Fundamental analysis and component test, Proceedings of the ASME 2017 PVP, PVP2017-65592(2017).
- 3-(12) Aida, K., Minagawa, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part2 Evaluation of lifetime, Proceedings of the ASME 2017 PVP, PVP2017-65628(2017).
- 3-(13) Minagawa, K., Aida, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part3 Evaluation of vibration control performance, Proceedings of the ASME 2017 PVP, PVP2017-65638(2017).

第4章 長周期長時間地震に対応するダンパ性能

4・1. 緒言

本章では、現行装置の課題である地震の繰返しに対して、東北地方太平洋沖地震の観測波や現在予測されている南海トラフを震源とする大地震などの長周期長時間地震の波形を用いた地震応答解析を行い、開発した粘性流体ダンパの挙動を検証する。

4・2. 長周期長時間地震

長周期地震が発生すると、地震の長周期成分で構造物の共振が発生し、被害が生じる。気象庁では、現在、通常地震での震度階級とは別に、長周期地震動階級を定め、試行的に発表している。その階級は、固有周期 1.5 秒程度から周期 8 秒程度までの高層ビルを対象として、発生する可能性がある被害を段階分けしたものである。中低層構造物固有周期は、やや短周期側にあれば 0.5 秒程度となり、長くて 2 秒程度にあるが、長周期地震動階級はそれと殆どの部分が合致していないことが分かる。一方、高層構造物や超高層構造物の固有周期は、約 3 秒から 4 秒程度の範囲となり、それ以上の場合もある。また、防災拠点や公共構造物、及び中低層構造物などの地震対策として免震構造を採用する機会も増加しているが、その場合固有周期を約 3 秒から 4 秒程度にする場合が多い。日本国内では、高層構造物や 60m を超す超高層構造物の建設が増加していること、地震対策として免震構造を場合が増加していることなどから防災上の対策が重要視されている。

具体的な被害事例としては、2003 年に発生した十勝沖地震での被害が挙げられる。石油備蓄施設で、スロッシングが要因とする火災が起きた。これは、スロッシングにより浮き屋根が他設備と衝突し、火花が発生したことが要因とされている。その被害状況を図 4・14⁽¹⁾に示す。また、翌年 2004 年に発生した新潟県の中越地震では、東京の高層構造物のエレベータのワイヤーが損傷した。この時の東京 23 区内の震度階級は震度 3 であった。2007 年の中越沖地震でも、同じく東京の高層構造物のエレベータで人が閉じ込められる被害が発生している。そして、2011 年の東北地方太平洋沖地震では、宮城県、福島県他東北各地に加え、東京も長周期地震動階級の最大値 4 を記録した。それに加え、東京から更に数百 km 離れた大阪でも同震度階級 2 を記録し、震源から 770km 離れた咲洲庁舎では揺れが約 10 分間も続き、最上階付近の揺れ幅は最大約 2.7 メートルに達した。気象庁が発表した過去の長周期地震動階級（試行）の震度分布を図 4・2～4・4⁽²⁾に示す。

上記の被害事例では、スロッシングやエレベータ等、構造物本体以外にも被害が発生していることが特長的だが、特に震源から遠方において被害が発生していることは、課

題対策の難易度を向上させている。遠方で被害が発生する理由として、地震の長周期成分は、短周期成分と比べて伝播する際に減衰しにくいこと、堆積地盤では長周期成分が伝播しやすく且つ増幅すること、が挙げられる。これにより、構造物は建設される周辺地域で発生する地震だけでなく、遠方の地震や地盤種別などより考慮しなければ対策ができない。更に、地震の発生源となる大陸プレート間のひずみや断層のずれが大きいほど、地震の長周期地震発生の可能性が高まる。つまり、大地震になればなるほど発生する可能性が増加し、対地震対策にとっては、非常に難しい問題となる。

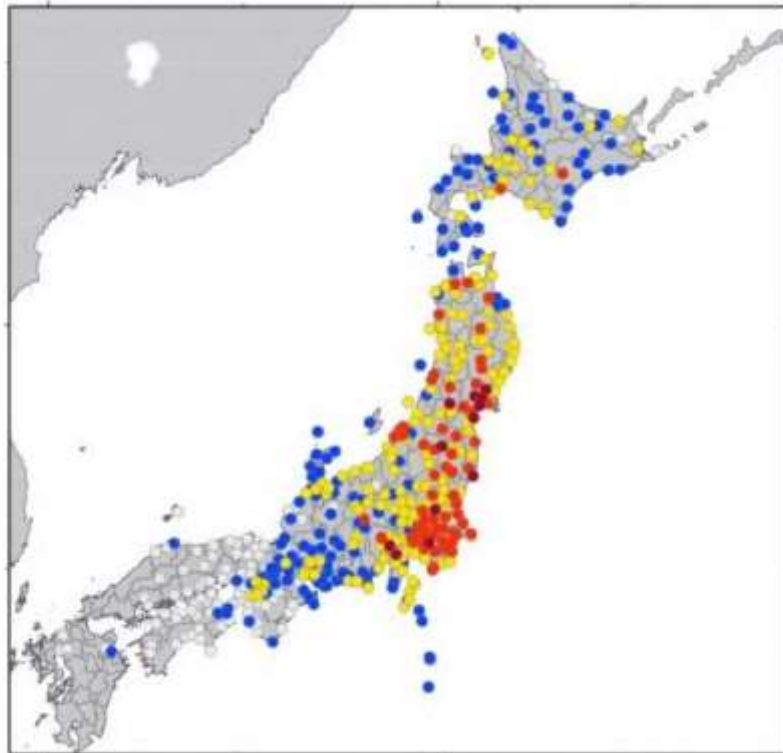
また、東北地方太平洋沖地震以前にも、南海トラフを震源とする地震予測において、複数のプレートが同時に動くこと大地震発生に関する検討も行われていたが、地震連動を裏付けるほどの観測記録が乏しかったために、想定した人工地震波の継続時間は様々であった。しかし、東北地方太平洋沖地震では、複数の大陸プレートが連鎖的に動き、強い揺れが6分間以上も観測されたことにより、長時間地震も同時に対策されることとなった。

これらの対策として、建築分野では国交省国住指第 1111 号により、超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策が出され、その中で対策を講じることとなった。また、橋梁分野では、道路橋示方書の海洋型地震動が、東北地方太平洋沖地震以降に改訂され、長周期地震の影響を考慮する設計となった。

産業分野に分野においては、それらを考慮した研究事例は極めて少なく、対策検討が急がれる。ボイラ構造物は、構造物の規模でいえば高層、超高層に属する。固有周期は一般的な建築の高層、超高層構造物よりも低く、免震構造物や高層、超高層構造物に比べると、長周期長時間地震での共振は起きにくいことが考えられる。しかしながら、振幅の大きい揺れ、継続時間の長い揺れは、従来からプラント設計で検討されている Taft EW 波、El Centro NS 波、Hachinohe NS 波で生じる応答性状とは異なることが想定されるため、その違いに着目する。

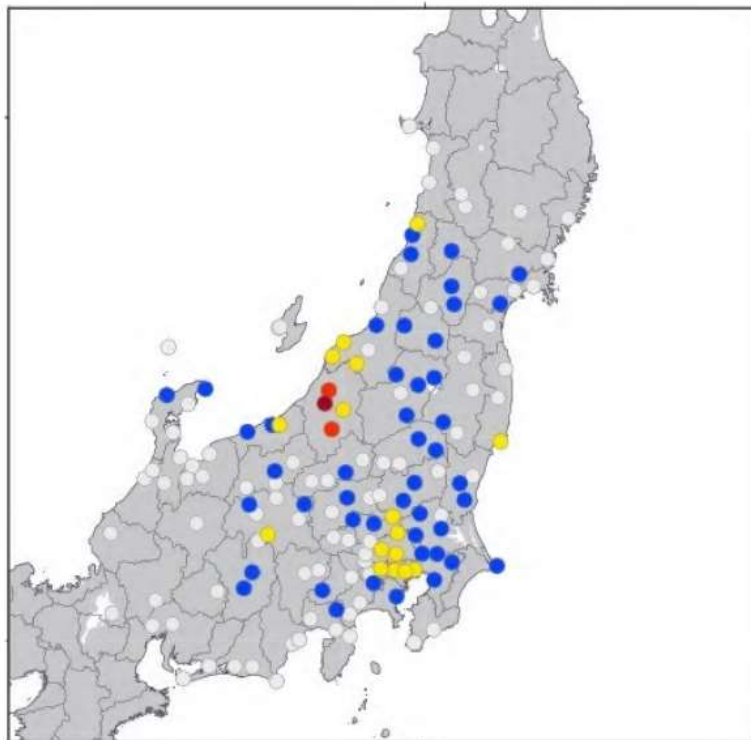


図 4・1. 2003 年十勝沖地震での被害 ⁴⁻⁽¹⁾
(震源から約 250km 離れた苫小牧市の石油コンビナートでの火災)



長周期地震動階級の凡例: ■ 階級1 ■ 階級2 ■ 階級3 ■ 階級4

図 4・2. 2011 年東北地方太平洋沖地震の長周期地震動階級 ⁴⁽²⁾



長周期地震動階級の凡例: ■ 階級1 ■ 階級2 ■ 階級3 ■ 階級4

図 4・3. 2004 年新潟県中越地震の長周期地震動階級 ⁴⁽²⁾

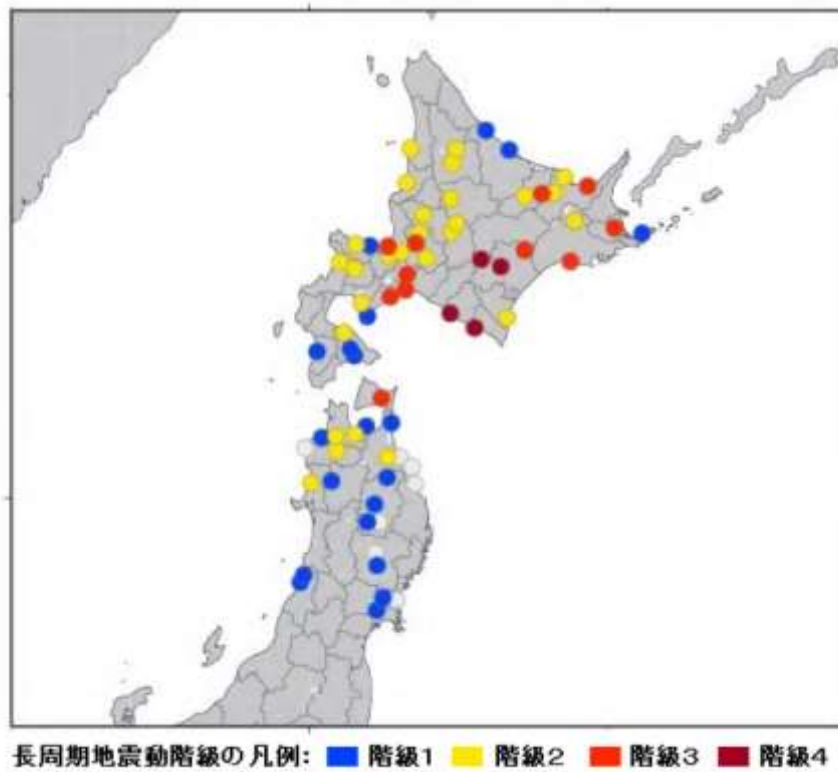


図 4・4. 2003 年十勝沖地震の長周期地震動階級 ⁴⁽²⁾

4・3. 長周期長時間地震を入力した地震応答解析

本節では，長周期長時間地震を入力した地震応答解析を行い，応答性を評価することで制振ダンパの有効性を確認する．

4・3・1. 解析モデル

ボイラ構造物の解析モデルは，2・3・1 項同様とする．ボイラと支持構造物を二質点に置き換えたものとし，固有周期は約 1.3 秒，構造減衰はレーリー減衰で 5%を付与した．解析モデルについて図 4・5 に示す．

また，ボイラと支持構造物間に配するダンパは，2・3・2 節で示した減衰要素に粘性減衰を採用した Maxwell モデルと開発したダンパの解析モデルとして，減衰要素に速度の 0.1 乗に比例する特性を，剛性要素に一次剛性を採用した Maxwell モデルとする．開発したダンパの解析モデルを図 4・6 に示す．

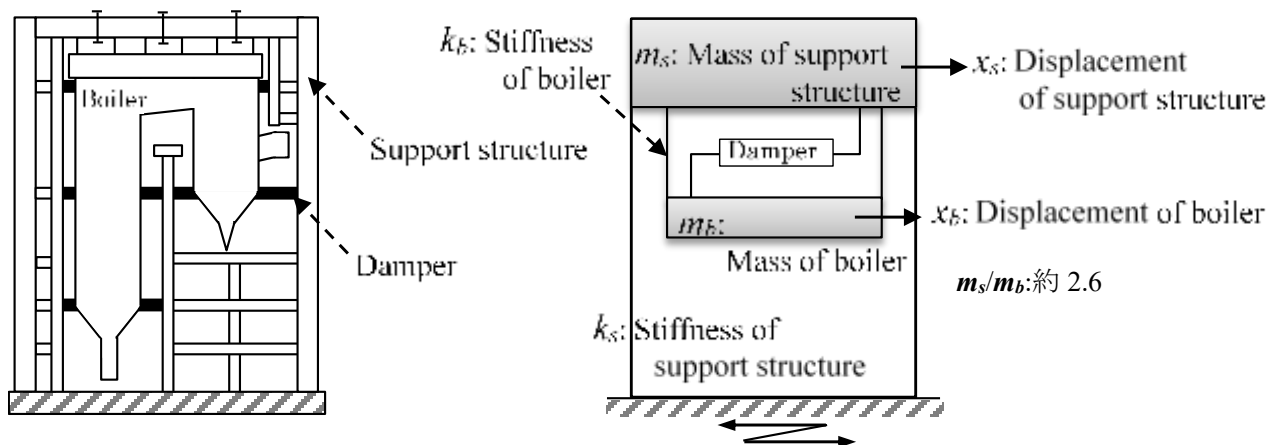


図 4・5. ボイラ構造物の二質点へのモデル化

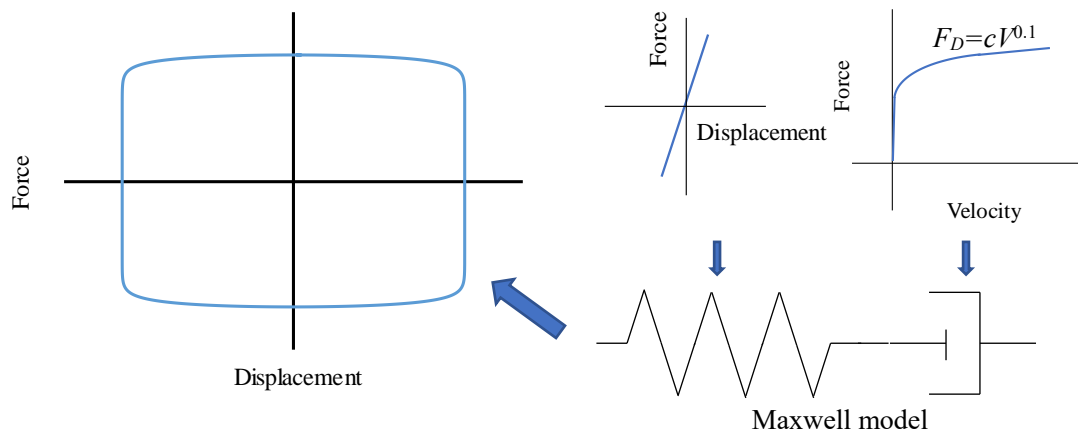


図 4・6. 開発したダンパの解析モデル

4・3・2. 解析に用いる入力波

本解析で使用する入力波は、主に長周期長時間地震の波形とした。各地震波の概要について、下記に示す。

- ① Haramachi NS 波
- ② Haramachi EW 波
- ③ Sannomaru NS 波
- ④ Sannomaru EW 波
- ⑤ SZ1 波
- ⑥ CH1 波
- ⑦ OS1 波

・ Haramachi NS 波, EW 波

本波形は、2011 年の東北地方太平洋沖地震の時に、防災科学研究所の強震観測網（K-NET）で観測された波形であり、観測地点は福島県原町（FKS005, 原町（HARAMACHI）東経：37.6385°，北緯：140.9849°）である。この観測点の 10km 圏内には、東北電力の原町火力発電所がある。同発電所は、総出力 200 万 kW の石炭火力発電所であり、津波の甚大な被害を受けた。津波の被害は、同発電所を再建設するほど壊滅的な状況とし、地震被害の痕跡もわからないほど甚大なものであった。また本観測点から約 30km 離れた場所には、原発事故を生じた福島第一発電所も所在する。共にベースロード電源を担うことのできる大容量発電施設が所在することから、東北地方太平洋沖地震における産業施設の耐震性を検討できる波形として本解析に採用した。図 4・7 に K-net の観測点を示す。また、図 4・8～4・9 に

Haramachi NS 波, EW 波の加速度, 速度, 変位の応答スペクトルを, 図 4・10~4・11 に入力波となる Haramachi NS 波, EW 波の加速度波形を示す。



図 4・7. K-net の観測点 (FKS005, 原町 (HARAMACHI)) の所在地

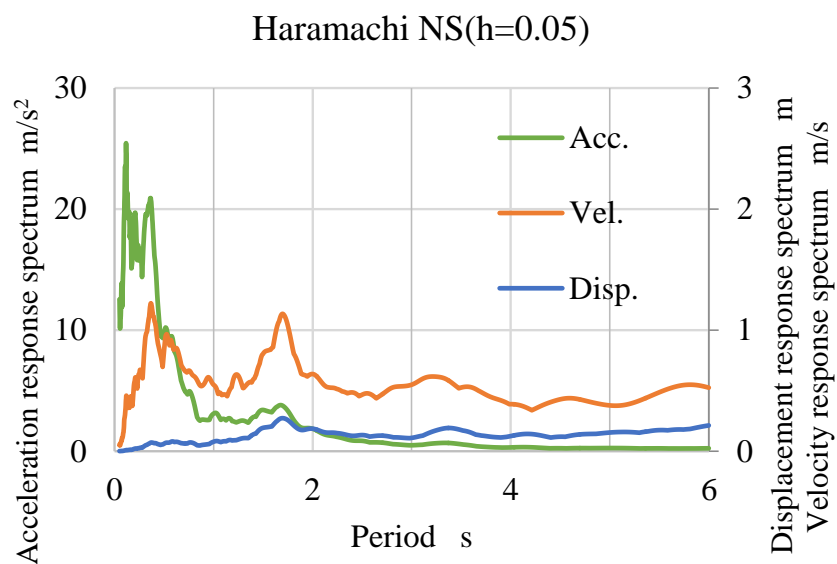


図 4・8. Haramachi NS 波の応答スペクトル(h=0.05)

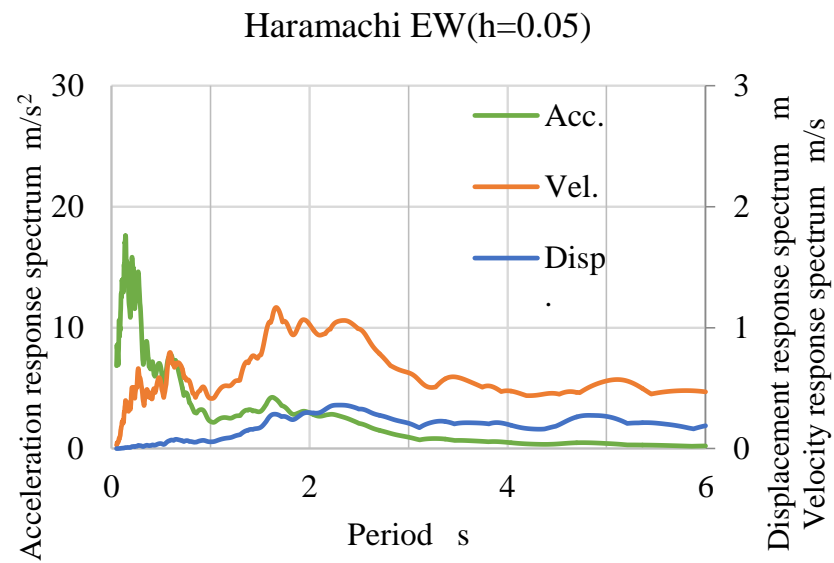


図 4・9. Haramachi EW 波の応答スペクトル(h=0.05)

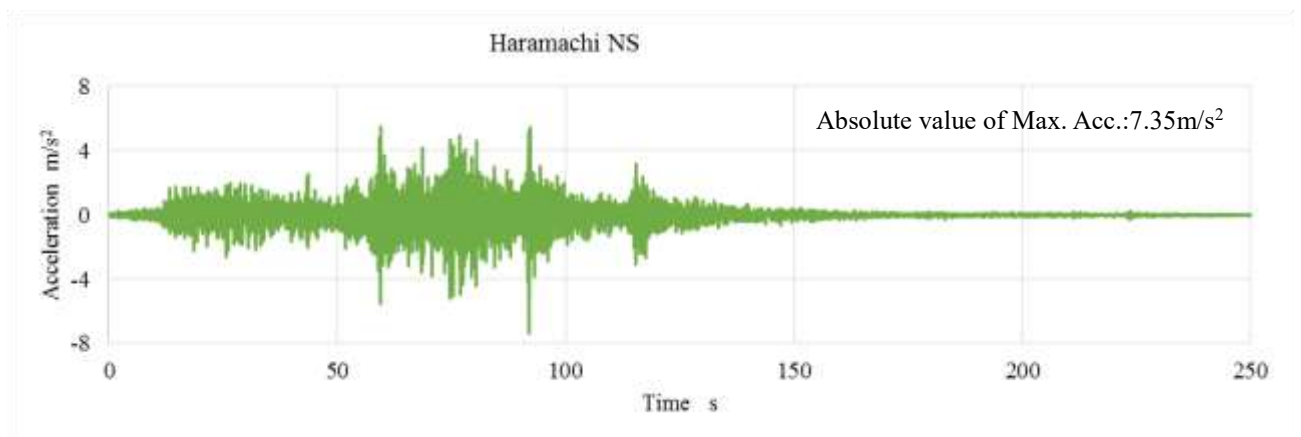


図 4・10. 入力波に用いた Haramachi NS 波の加速度波形

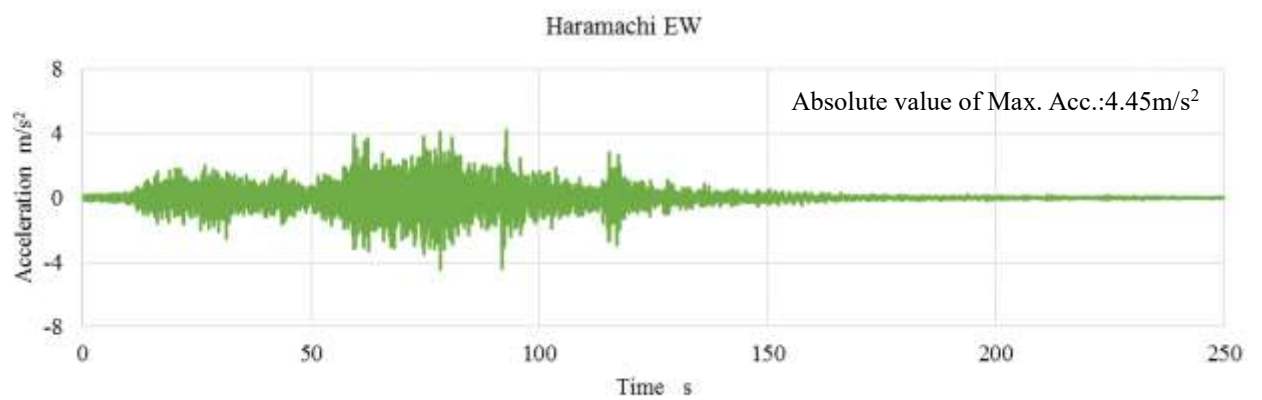


図 4・11. 入力波に用いた Haramachi EW 波の加速度波形

・ Sannomaru NS 波, EW 波

名古屋市の三の丸地区では, 国土交通省中部地方整備局, 愛知県, 名古屋市の 3 者が, 各庁舎の免震構造化を含む耐震改修を過去に計画していたが, その際に愛知県入力地震動協議会が設計用入力地震動として作成した波形⁴⁽³⁾が Sannomaru 波である. 本波形は, 南海トラフ沿いを震源に 100~150 年周期で発生しているとされる M8~M9 クラスの地震を想定したものであり, 過去に発生した地震や活断層の分布状況などに基づく名古屋市周辺の地震活動の特徴と, 確率論的想定地震の考え方に基づいて, 三の丸地区での地域特性を考慮した工学的基盤における地震動となっている.

本波形は, 3 秒付近にスペクトルのピークが来ることが特徴的であり, この周期は, 免震構造物や高層・超高層構造物の固有周期に近接する. そのため, 後述する 2016 年に発行された国交省の住指第 1111 号以前は, 免震構造物や高層・超高層構造物の設計用入力地震動として, 頻繁に用いられた経緯がある.

Sannomaru 波の計算地点と想定新東海地震の断層モデルおよび観測された地震の震央位置を図 4・12 に示す. また, 図 4・13~4・14 に Sannomaru NS 波, EW 波の加速度, 速度, 変位の応答スペクトルを, 図 4・15~4・16 に入力波となる Sannomaru NS 波, EW 波の加速度波形を示す.

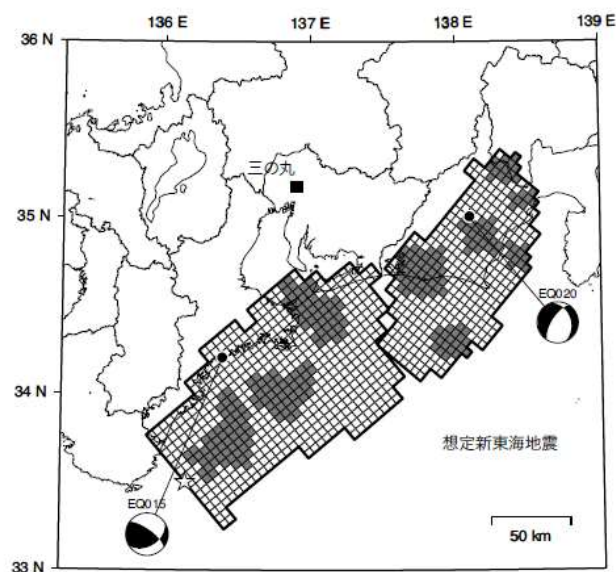


図 4・12. 計算地点と想定新東海地震の断層モデルおよび観測された地震の震央位置⁴⁽³⁾
(網掛部: アスペリティ, それ以外が背景領域, ☆印は破壊開始点)

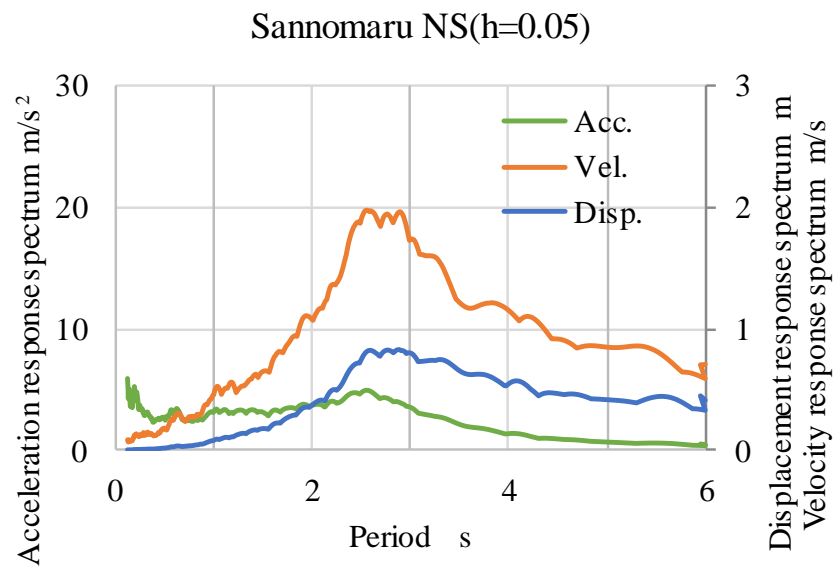


図 4・13. Sannomaru NS 波の応答スペクトル(h=0.05)

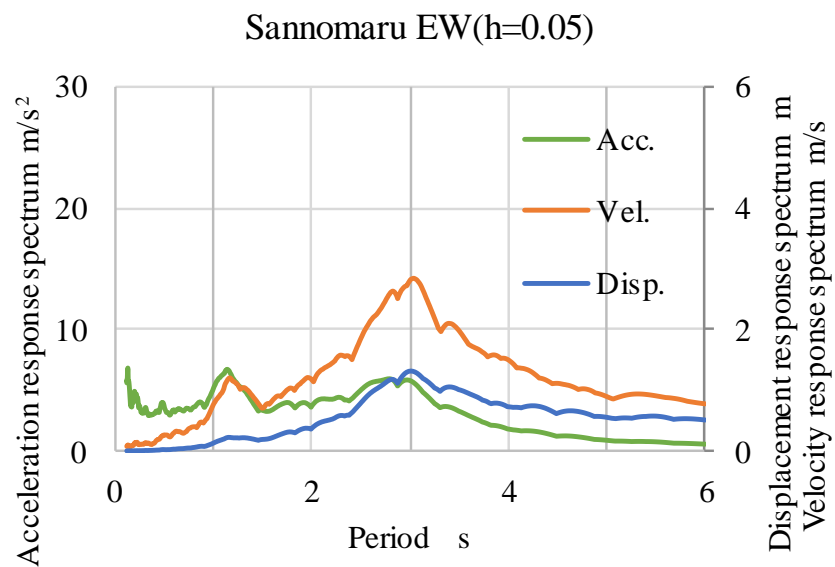


図 4・14. Sannomaru EW 波の応答スペクトル(h=0.05)

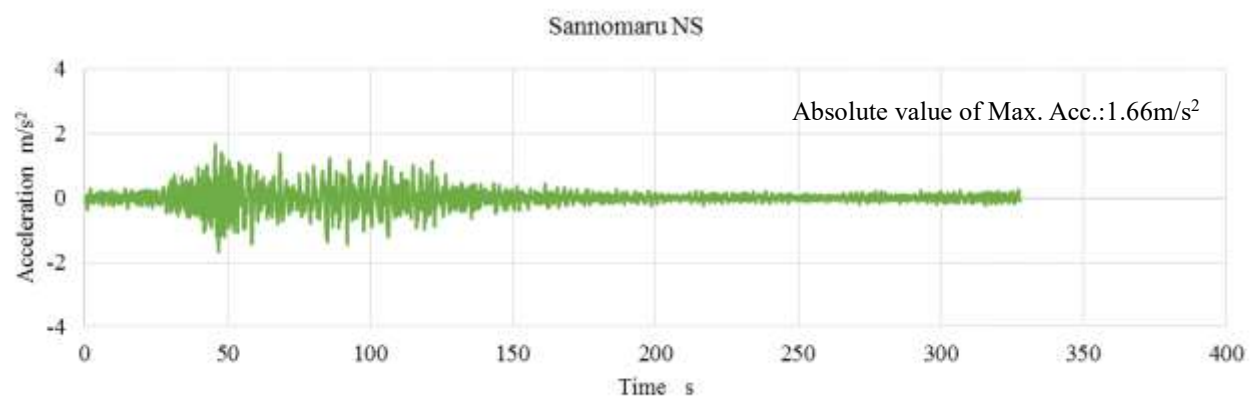


図 4・15. 入力波に用いた Sannomaru NS 波の加速度波形

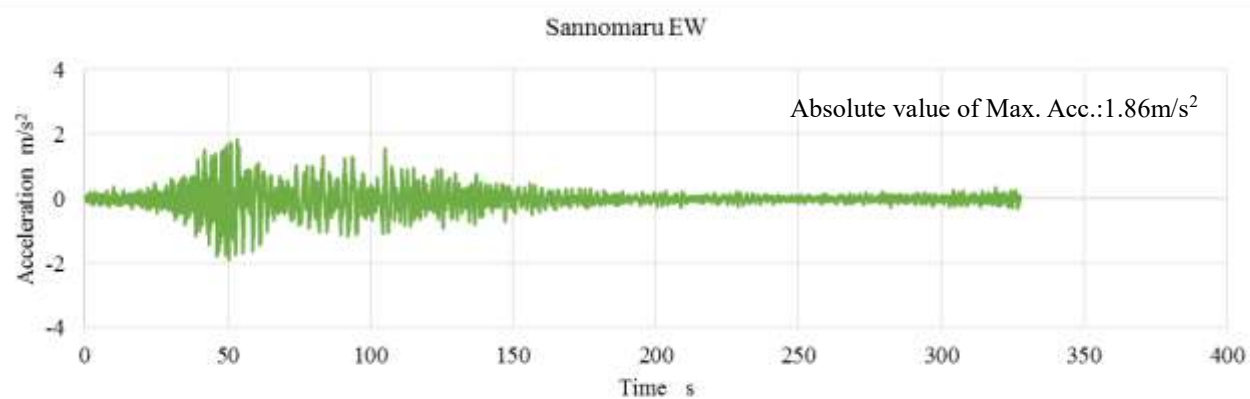


図 4・16. 入力波に用いた Sannomaru EW 波の加速度波形

・SZ1 波, CH1 波, OS1 波

平成 28 年 6 月 24 日に国交省より国住指 1111 号が発行され, 長周期長時間地震に対する超高層構造物, 免震構造物等の安全性検証に対する指針が示された. SZ1 波, CH1 波, OS1 波は, その検証に使用されることが一例に挙げられている設計用入力地震動の一部⁴⁽⁶⁾であり, 平成 20 年度から建築基準整備促進事業を活用して作成されたため, 基整促波と呼称される. 上記 3 波は, 建築物に影響を与える 0.1 秒から 10 秒の幅広い周期成分を含み, 継続時間が 600 秒と非常に長い. 国住指 1111 号別紙には, 超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震対策の対象区域が示されており, 関東地方, 静岡地方, 中京地方, 大阪地方がその対象となる. 今回採用した 3 波は, 関東を除くそれぞれの地方から擬似速度応答スペクトルが最大となる 1 地域の地震波形である. 基整促波の地方・地域の分けと擬似速度応答スペクトルを図 4・17~4・18 に示す. 上記 3 波の加速度, 速度, 変位の応答スペクトルを図 4・19~4・21 に, 各波形の加速度波形を図 4・22~4・24 に示す.

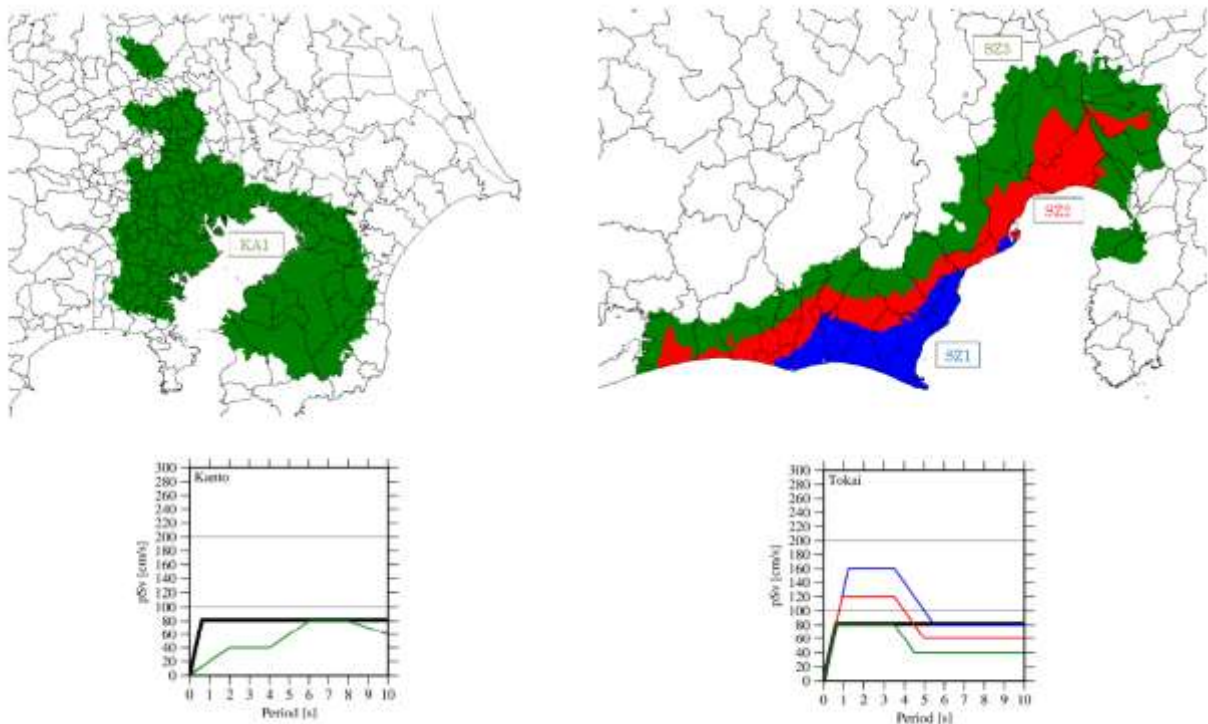


図 4・17. 基整促波の関東, 静岡地区における地域の分けと擬似速度応答スペクトル⁴⁽⁶⁾

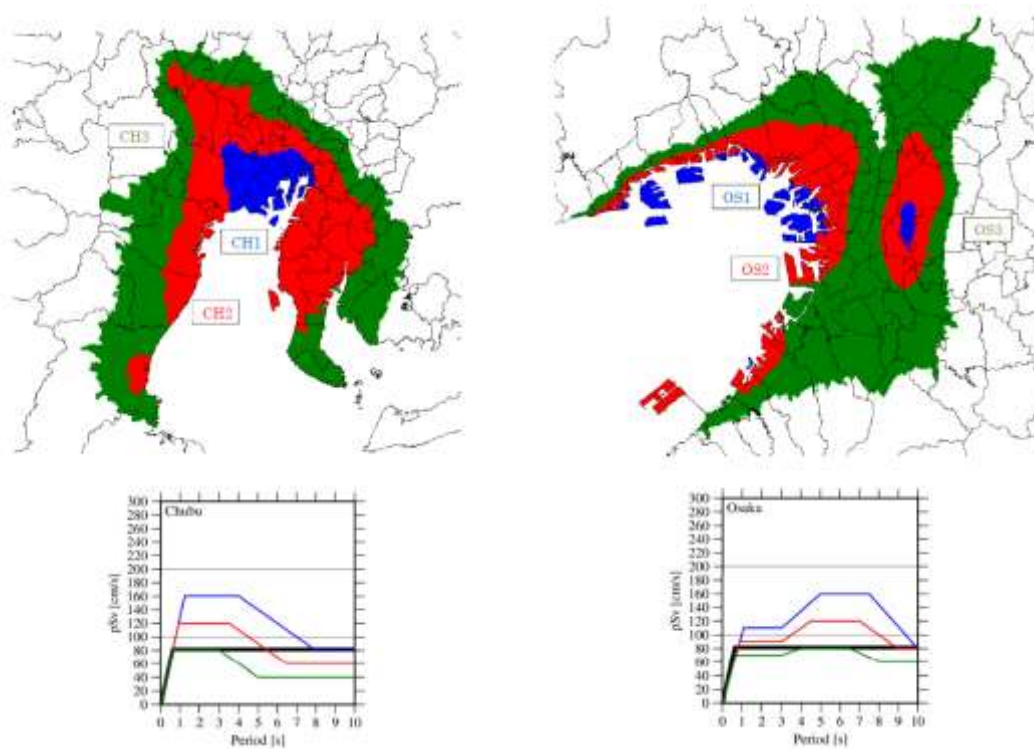


図 4・18. 基整促波の中京，大阪地区における地域の区分けと擬似速度応答スペクトル⁴⁻⁽⁶⁾

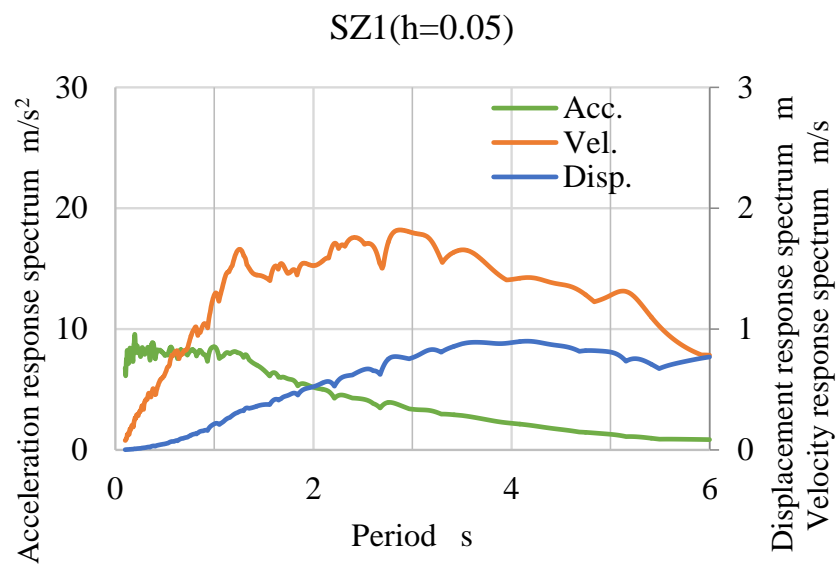


図 4・19. SZ1 波の応答スペクトル(h=0.05)

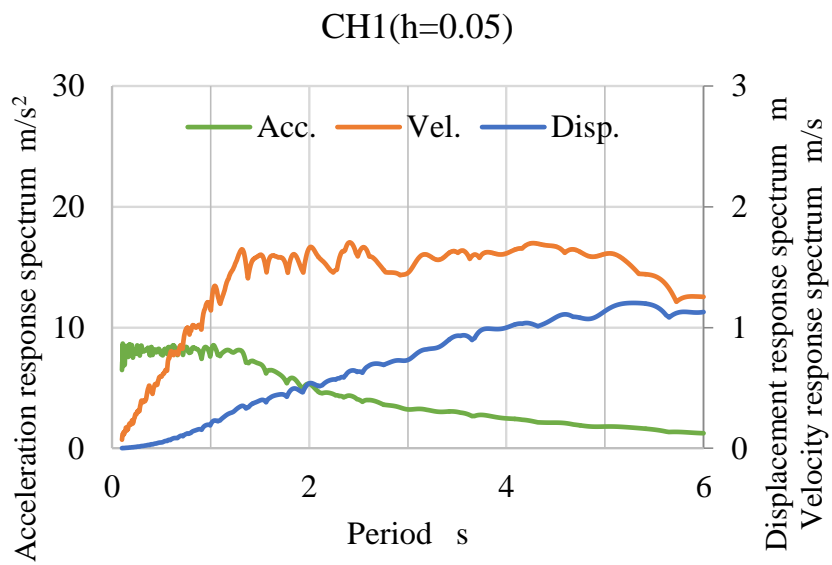


図 4・20. CH1 波の応答スペクトル(h=0.05)

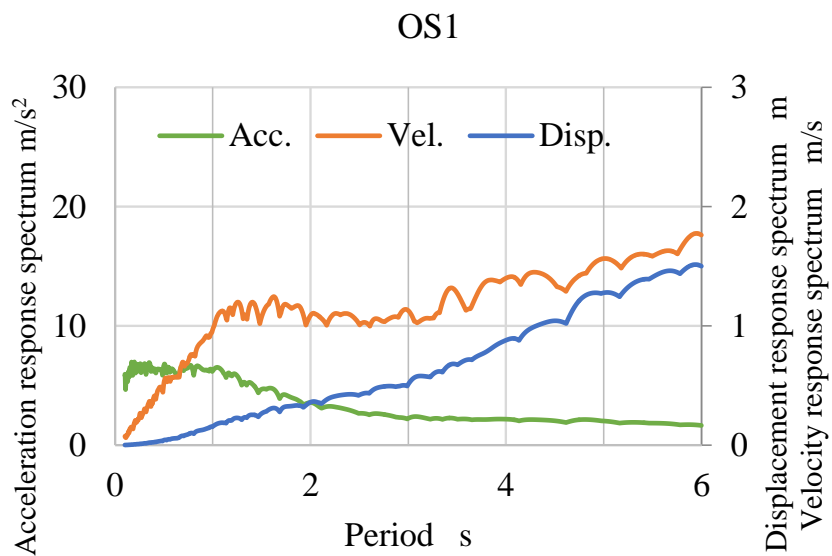


図 4・21. CH1 波の応答スペクトル(h=0.05)

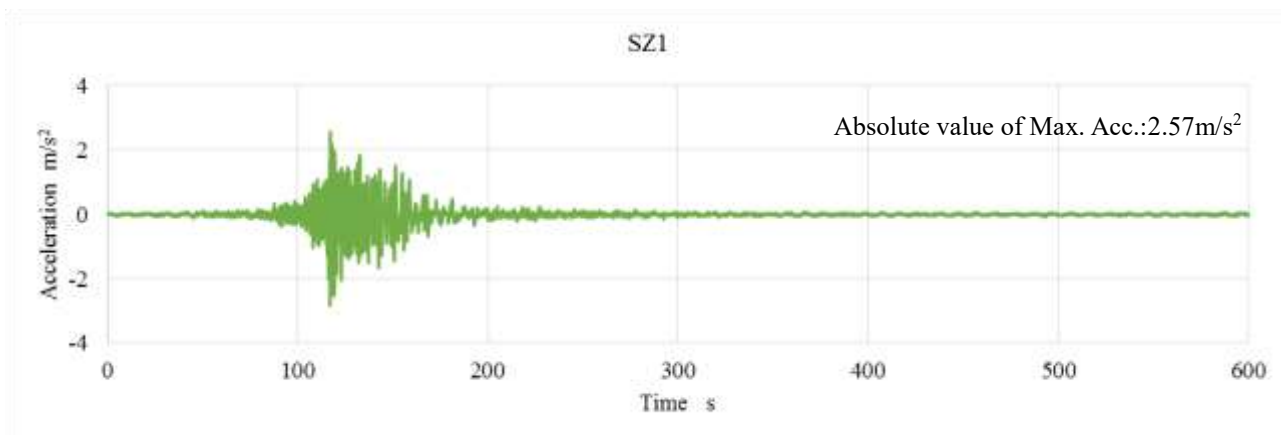


図 4・22. 入力波に用いた SZ1 波の加速度波形

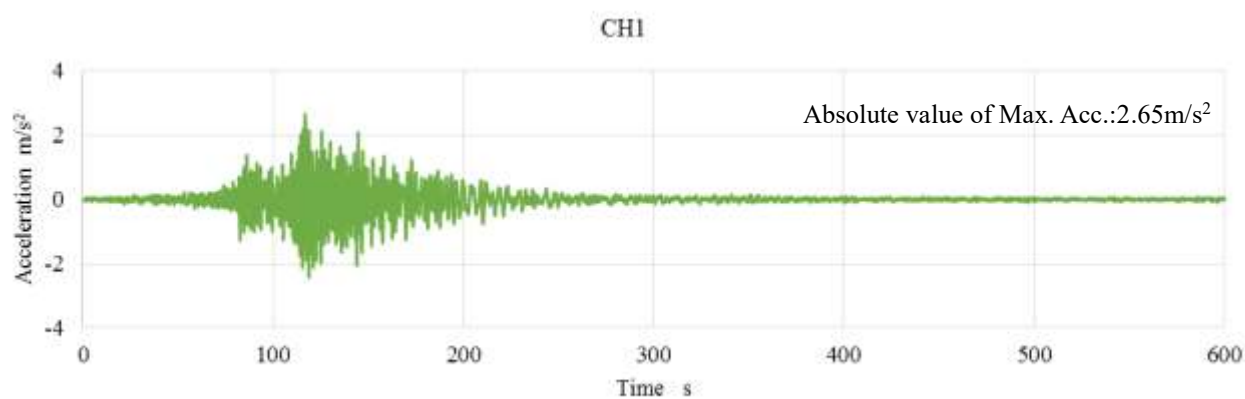


図 4・23. 入力波に用いた CH1 波の加速度波形

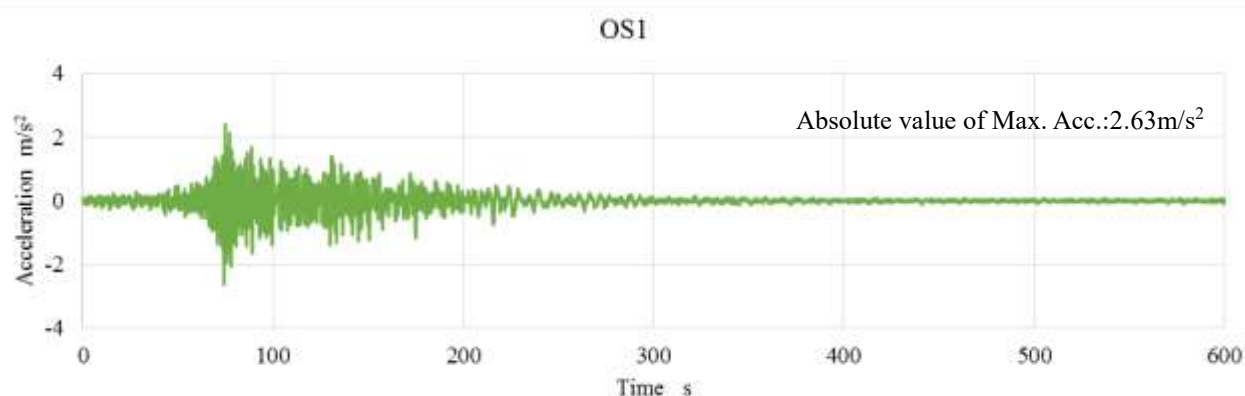


図 4・24. 入力波に用いた OS1 波の加速度波形

4・3・3. 解析方法

解析は、開発したダンパの解析モデルに Maxwell モデルを採用して、応答値を評価する。ボイラ構造物は、従来の振れ止め装置を設置し、最大速度を 0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時に、相対変位が 150mm 以下となるように設計されている。本節では、開発したダンパを導入し、同様の手法を用いた解析を行う。

解析手法は、下記の手順で行う。評価は、各地震波を入力した際、Taft EW 波と同様の抵抗力で最大相対変位が 150mm に収まることを確認し、収まらない場合は、その増加量を確認したうえで、応答性状の特徴を確認する。解析のフローを、図 4・25 に示す。

【解析手順】

- ① Taft EW 波を入力した時に、最大相対変位が 150mm となるように抵抗力を決定する。
この時、一次剛性は 5mm で最大抵抗力に達する値とする。
- ② ①のダンパ特性を使用し、長周期長時間地震の地震波を入力する。
- ③ 最大相対変位が、150mm 以下の場合、応答値を評価する。
評価対象は、最大相対変位、累積変位量、ボイラ及び支持構造物の応答加速度とする。
- ④ 最大相対変位が、150mm を超えた場合、最大相対変位が 150mm になるまでダンパ抵抗力を増加させる。この時、ダンパ抵抗力と一次剛性の関係は、①と同様とする。
- ⑤ 最大相対変位が、150mm の場合、応答値を評価する。
評価対象は、ダンパ最大抵抗力、累積変位量、ボイラ及び支持構造物の応答加速度とする。

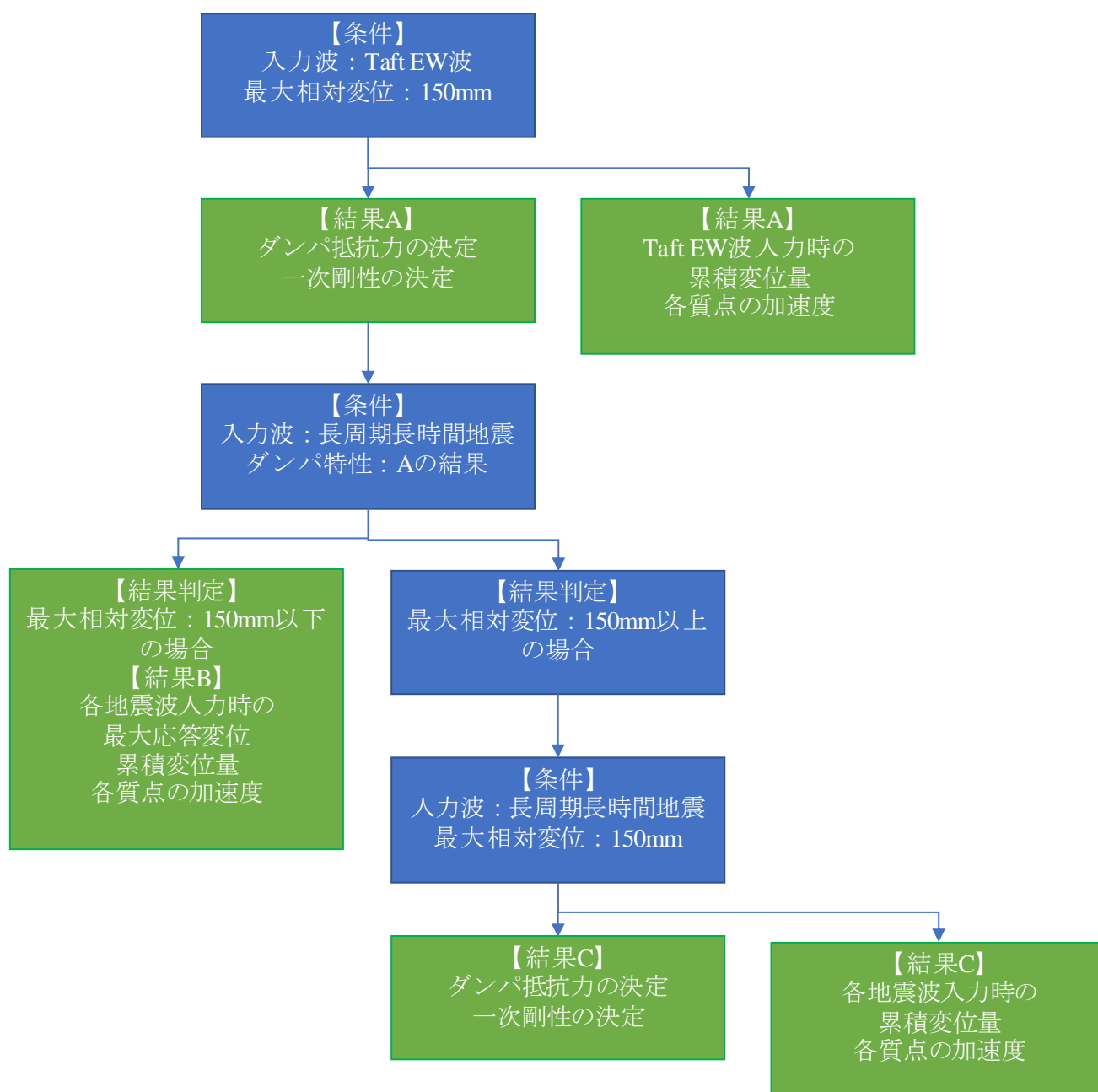


図 4・25. 長周期長時間地震を入力する解析のフロー

4・3・4. 解析結果

ダンパの最大抵抗力、累積変位量、支持構造物とボイラの応答加速度の解析結果を図 4・26 に示す。同図には、Taft EW 波の結果も併記した。今回入力した長周期長時間地震においては、Taft EW 波で設定したダンパ抵抗力と等価な場合、Haramachi NS 波のみ応答の相対変位が 144mm となり、目標値以下に収めることができた。しかしながら、それ以外についてはダンパ抵抗力をより増加させる必要性があった。ダンパ抵抗力は、SZ1 波及び CH1 波を除いては Taft EW 波を入力したときの約 1.3 倍であったが、上記二波では約 2.7 倍であった。これは、固有周期近辺のスペクトルが高くなっていることが要因と推定する。また、相対変位を目標値以下に収めるダンパ抵抗力を配したとき、累積変位量は Taft EW 波を入力した場合の 1.5～3 倍となっていた。累積変位量が最大となった地震波は OS1 波であった。累積変位量の増加に伴い、エネルギー吸収も増加する。各地震波におけるダンパの抵抗力と変位の関係とエネルギー吸収の時刻歴推移を図 4・27～4・42 に示す。エネルギー吸収が増大すると、ダンパの耐久性への懸念が高まるが、それは次章の実験にて検証する。

ボイラ構造物の相対変位の時刻歴推移を図 4・43～4・44 に示す。全体的に大きく動く時間帯（以降：稼働時）とほぼ動かない時間帯（以降：静止時）に分かれている。本ダンパは、微小な速度から急激に抵抗力を発揮する。そのために、作用する外力が小さければ、ダンパは一次剛性により発生する変位を微小なものとし、外力が大きければ、エネルギー吸収をしながら伸縮するが、このダンパの特徴により稼働時と静止時の分別が生じている。SZ1 波の結果は、開発したダンパの稼働時と静止時を分別する特徴がよく表れている結果であり、主要動部の揺れが大きくダンパ抵抗力を他地震波より過大に必要とするものの、それ以外の揺れは長時間に及んでも変位を微小化しており、累積変位量が Taft EW 波の 0.85 倍と唯一長周期長時間地震の中で減少側となった。一方で、SZ1 波、CH1 波、OS1 波では、稼働時と静止時を分別する特徴が影響し、残留変位が発生している。但し、開発したダンパは、速度が小さければ小さな抵抗力で稼働する。併せて、ボイラが吊り下げ構造となっていることから復元力を有している。従って、ダンパが残留変位を生じた位置にボイラを留めることはなく、時間を有するもののボイラはゼロ点まで復元すると考えられ、残留変位の影響は少ない。

ボイラ構造物の応答加速度は、従来の振れ止め装置を設置した場合と同等程度に留めることを目標としている。現在のプラントは、振れ止め装置を用い、Taft EW 波を入力した時に相対変位が 150mm 以下になるよう設計されていることから、2 章の図 2・25 で示したバイリニアモデルの解析結果がその値となる。その結果は約 3m/s^2 であり、それと比較すると、長周期長時間地震の解析結果は、殆どの地震波で同等程度であった。しかしながら、SZ1 波及び CH1 波については、それを超える加速度が発生している。要因は、固有周期近辺のスペクトルが大きいことから共振現象によるものと

考えられ、ダンパ抵抗力を増大させて変位を目標振幅以内に収めたものの、その地震力の大きさより加速度の応答が上がったと推定する。スペクトルの形状が同様でその値がやや小さい OS1 波では応答加速度の増大が発生していない。開発したダンパは、前節で示したように従来の振れ止め装置よりも減衰効果は高く見込めるものの、地震種別によっては応答加速度が増大する可能性があるため、プラント設計時に留意すべき点となる。

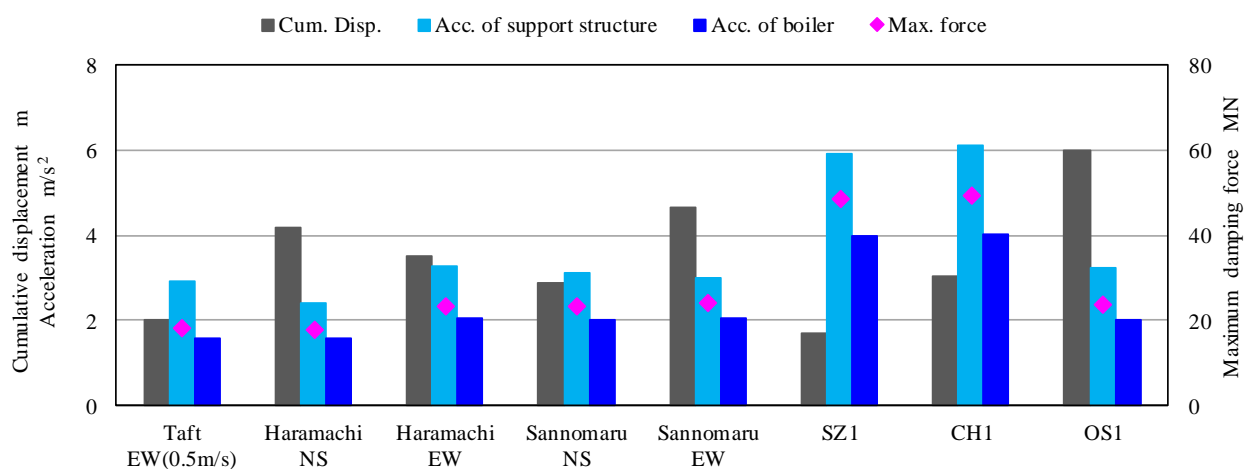


図 4・26. ダンパの最大抵抗力，累積変位量，支持構造物とボイラの
応答加速度の解析結果

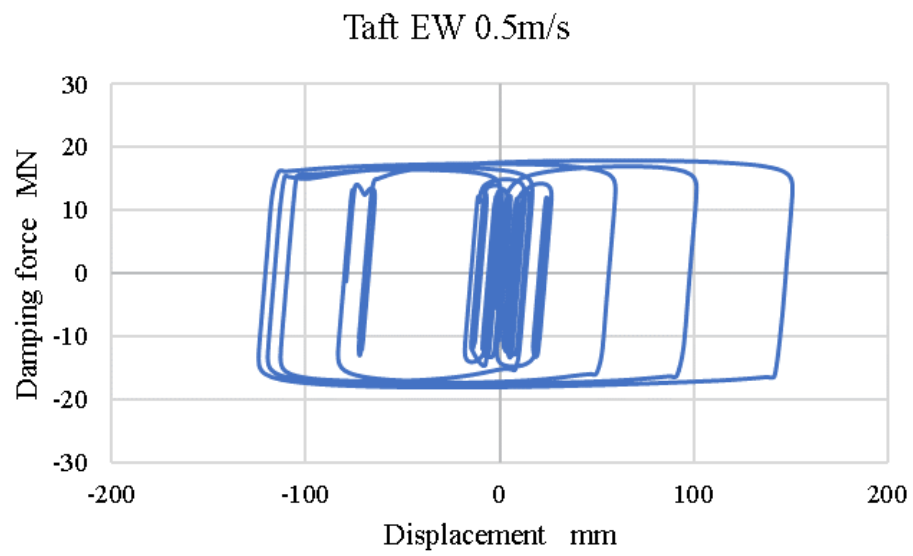


図 4・27. 0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時の抵抗力と変位の関係

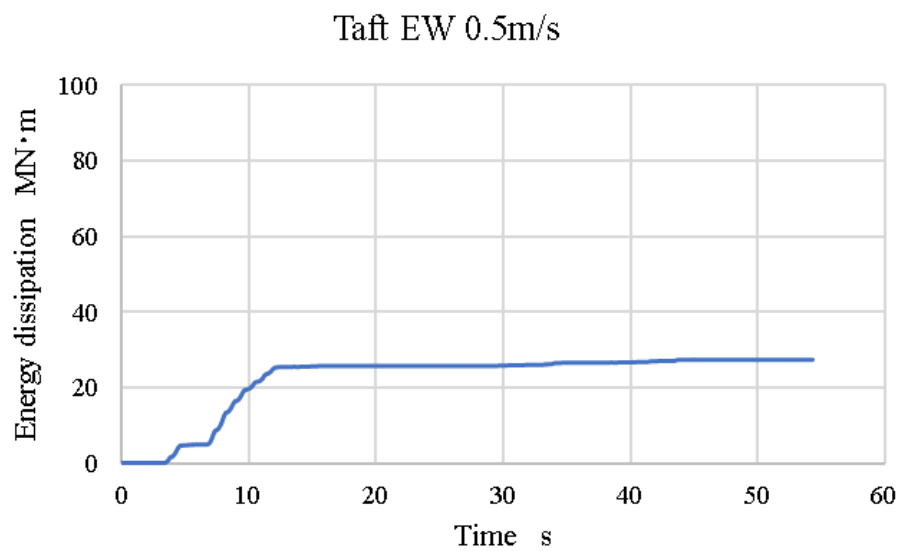


図 4・28. 0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

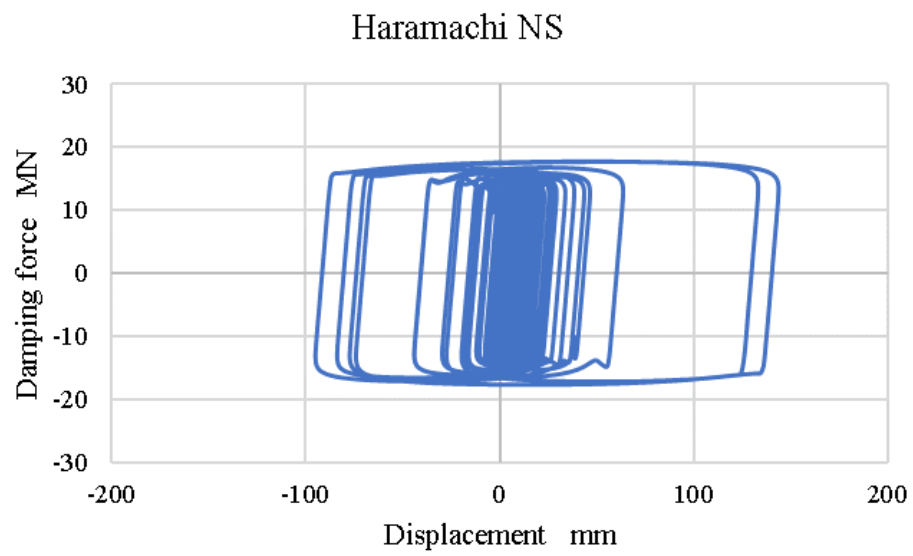


図 4・29. Haramachi NS 波を入力した時の抵抗力と変位の関係

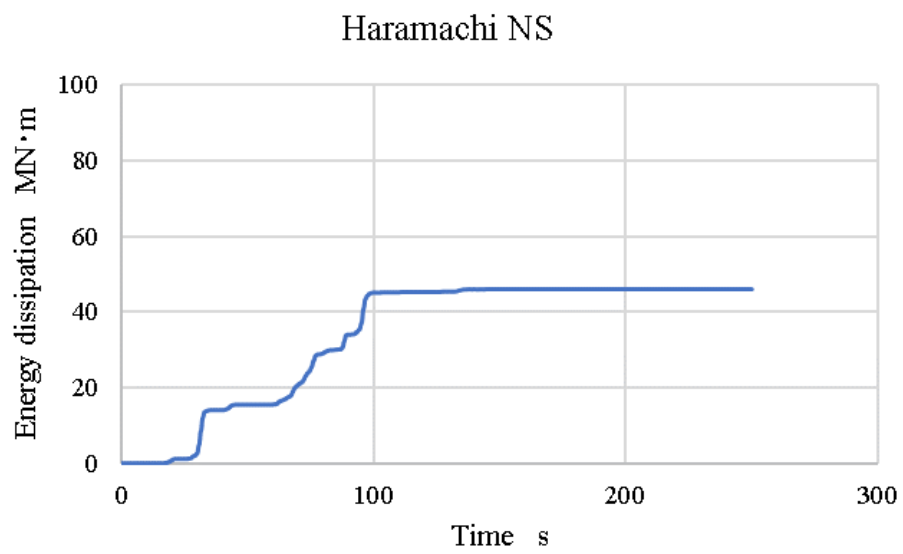


図 4・30. Haramachi NS 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

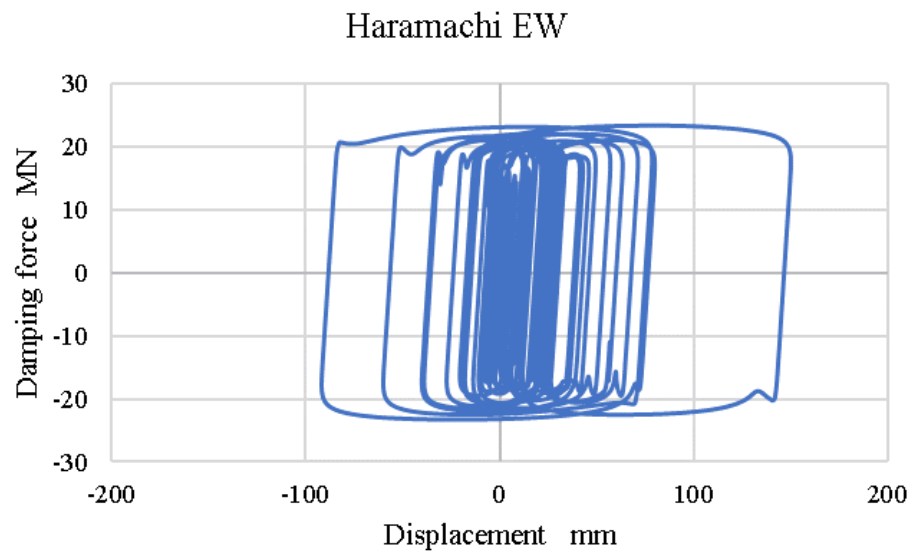


図 4・31. Haramachi EW 波を入力した時の抵抗力と変位の関係

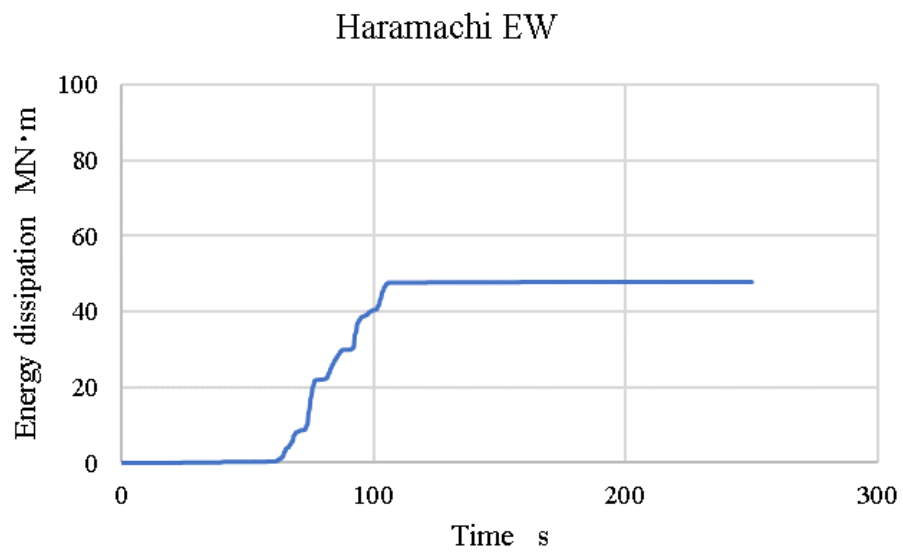


図 4・32. Haramachi EW 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

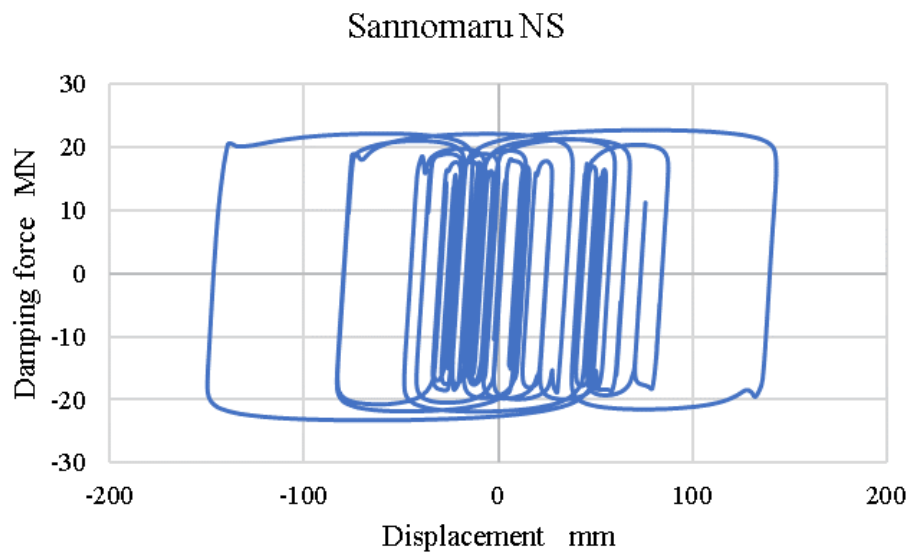


図 4・33. Sannomaru NS 波を入力した時の抵抗力と変位の関係

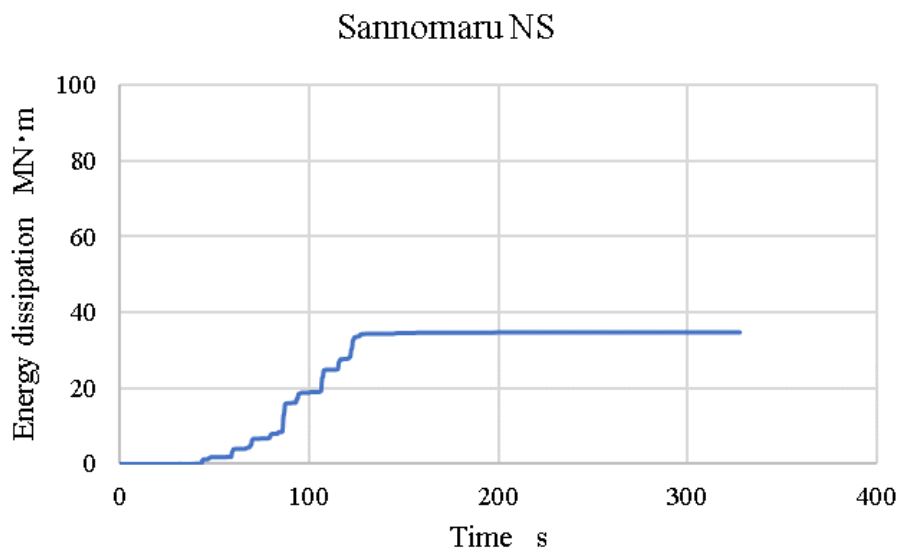


図 4・34. Sannomaru NS 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

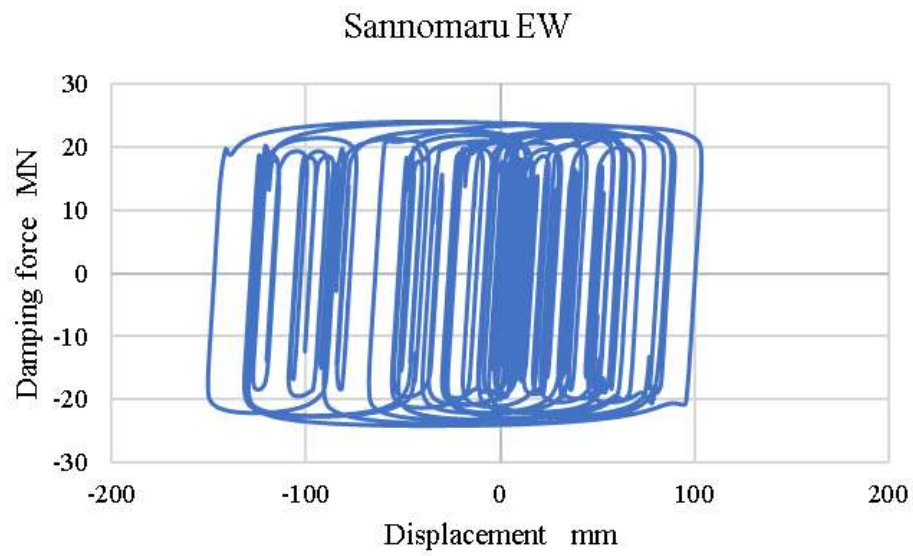


図 4・35. Sannomaru EW 波を入力した時の抵抗力と変位の関係

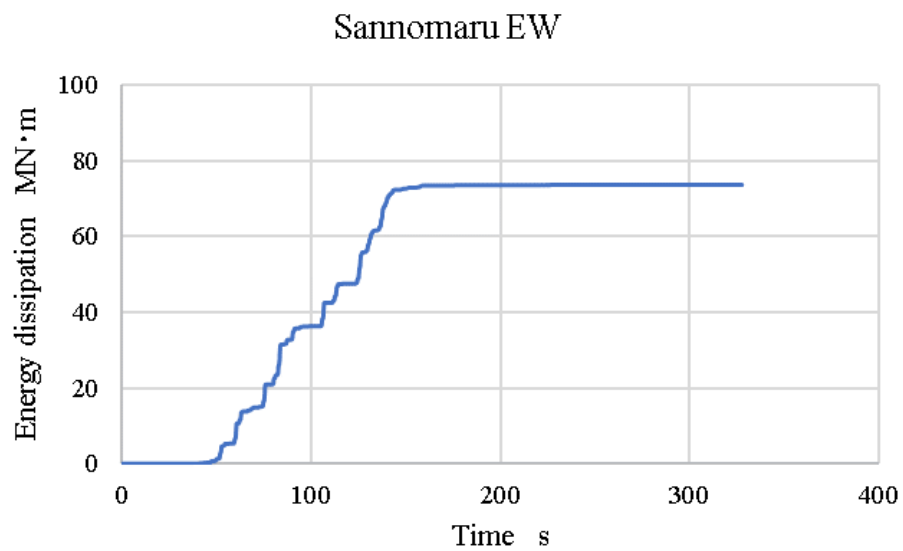


図 4・36. Sannomaru NS 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

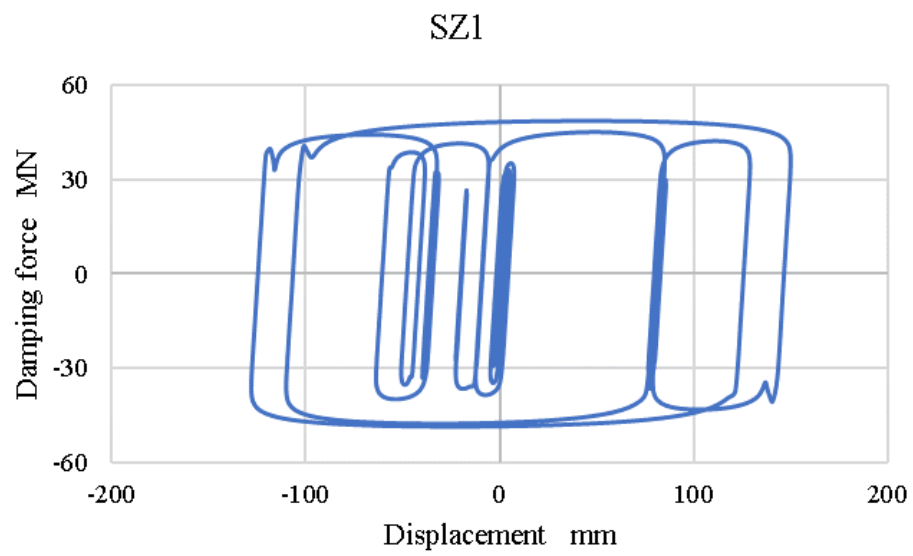


図 4・37. SZ1 波を入力した時の抵抗力と変位の関係

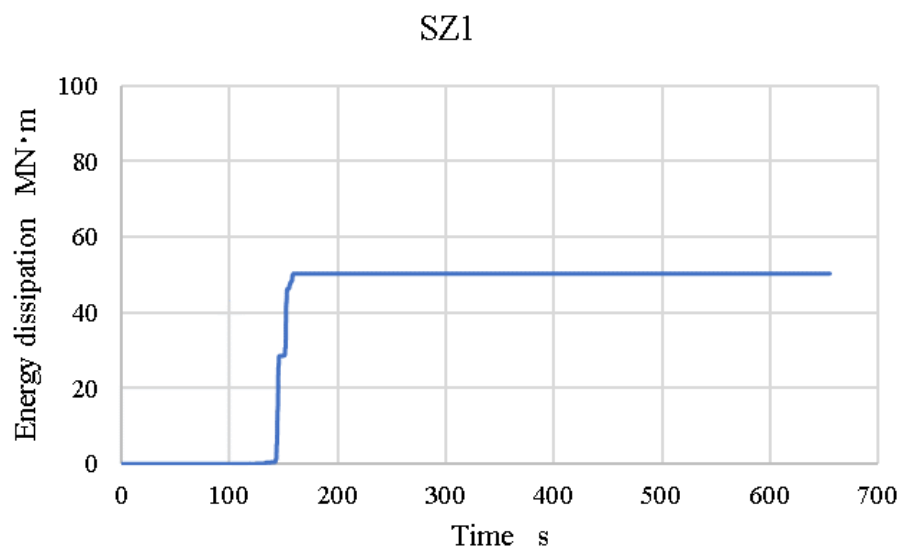


図 4・38. SZ1 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

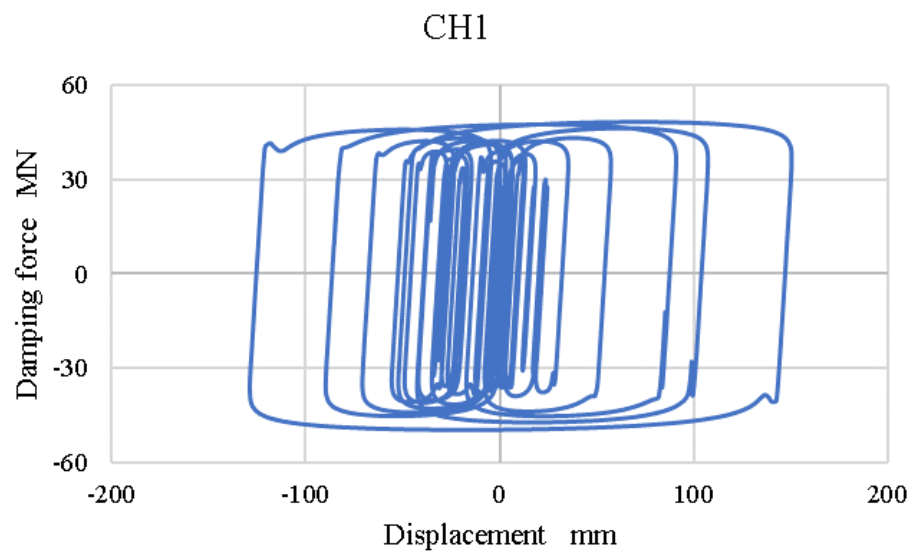


図 4・39. CH1 波を入力した時の抵抗力和変位の関係

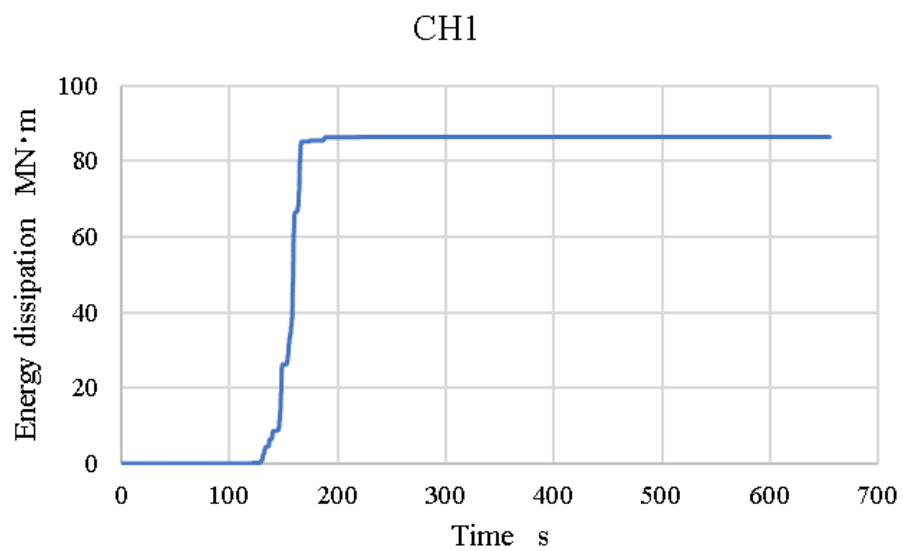


図 4・40. CH1 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

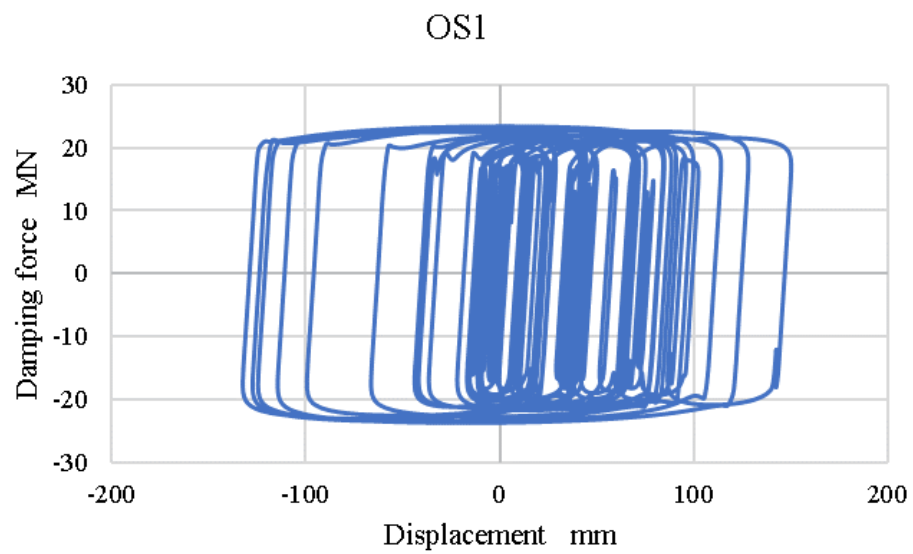


図 4・41. OS1 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

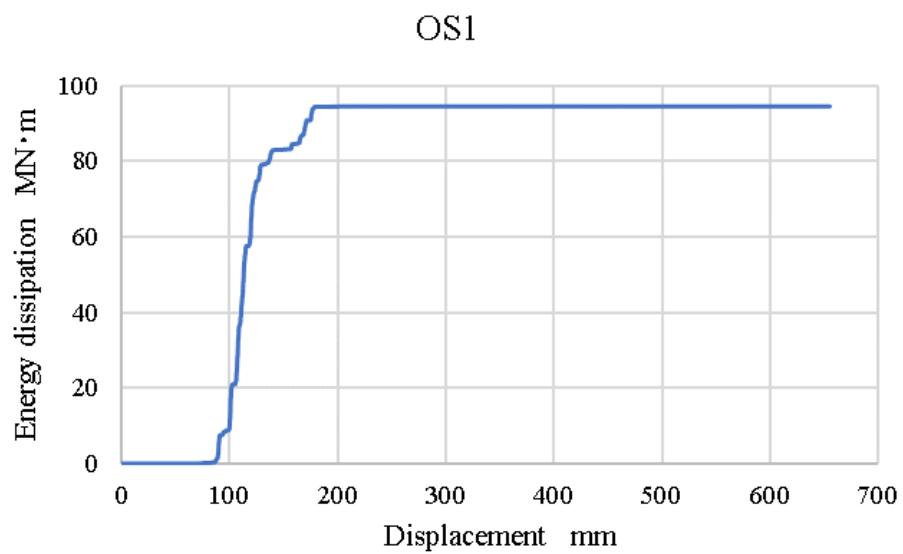


図 4・42. OS1 波を入力した時のエネルギー吸収の時刻歴推移

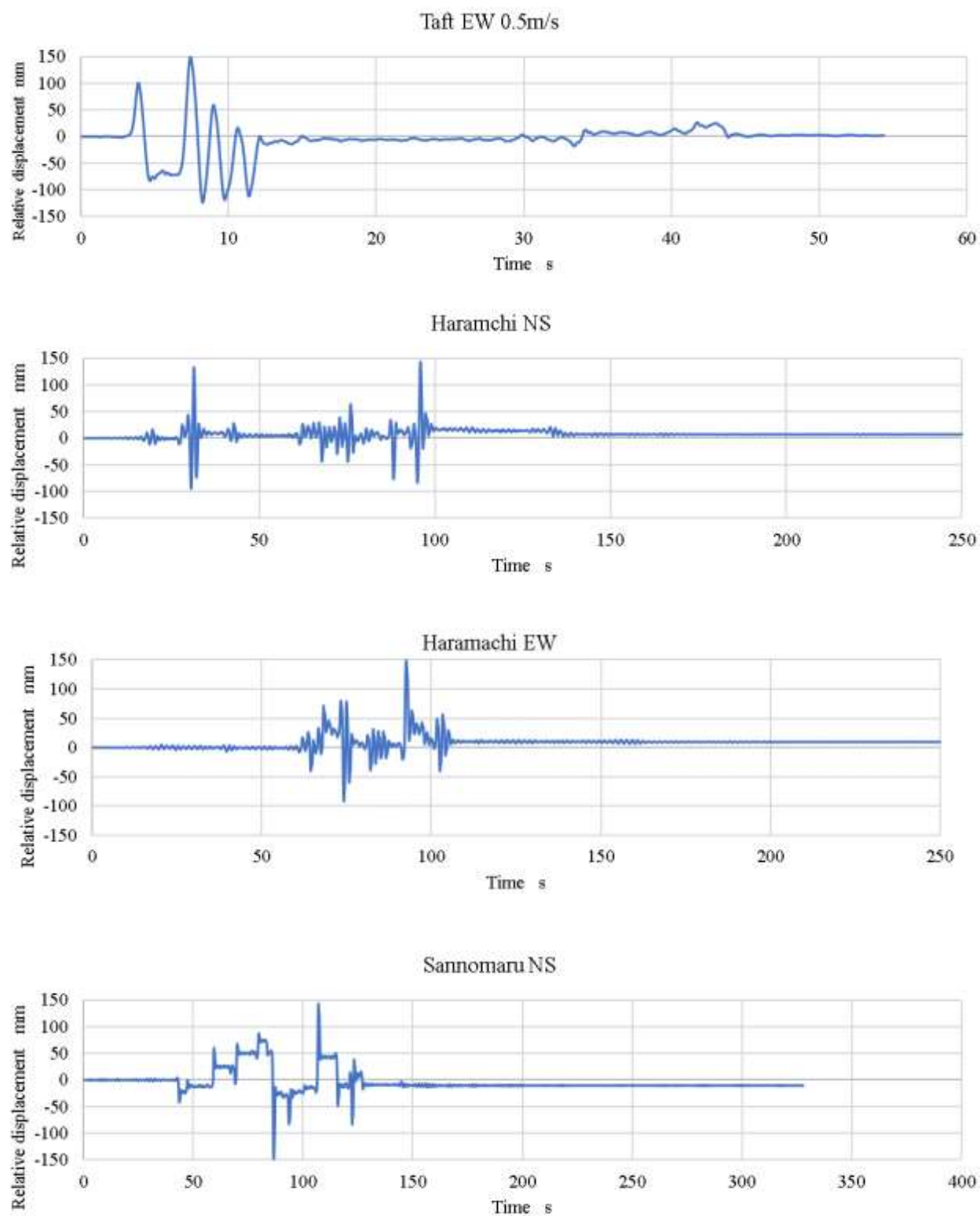


図 4・43. 各地震波を入力した時の変位応答波
(Taft EW 波, Haramachi NS 波, Haramachi EW 波, Sannomaru NS 波)

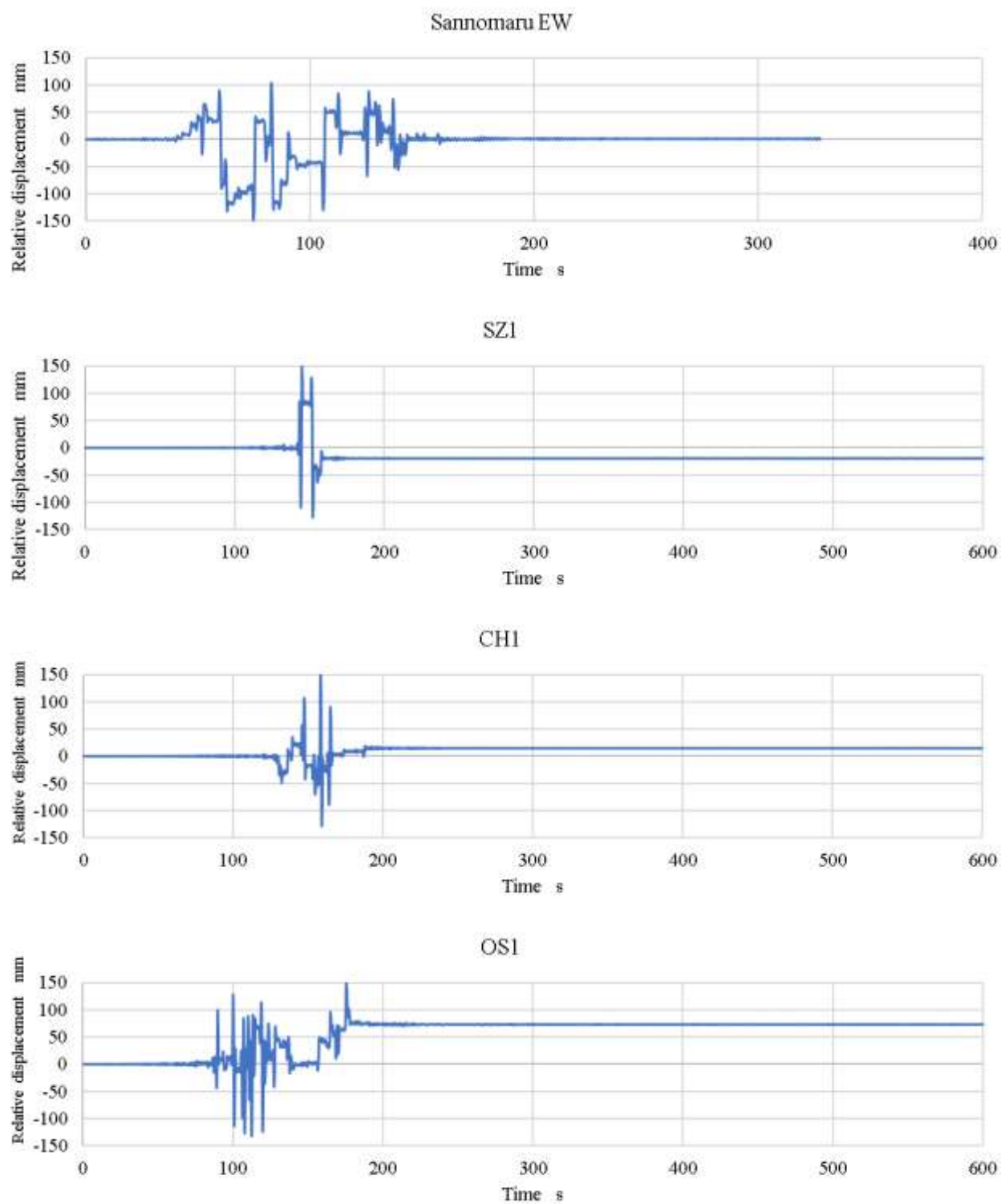


図 4・44. 各地震波を入力した時の変位応答波
(Sannomaru EW 波, SZ1 波, CH1 波, OS1 波)

4・4. 開発したダンパの有効性（粘性減衰との比較）

前節において、長周期長時間地震の地震波を使用した地震応答解析の結果、累積変位量は Taft EW 波を入力した場合の 1.5～3 倍となること、累積変位量の増大に伴い、エネルギー吸収が増加することを述べた。次章にその実験的検証を示すが、本節では、オイルダンパを想定した減衰要素に粘性減衰を採用した Maxwell モデルを用いた解析結果との比較を行い、開発したダンパの有効性を示す。なお、剛性要素は、2 章同様に文献⁴（⁸）参考にし、4.5mm で最大抵抗力に到達するような剛性とした。

解析モデルは、4・3・1 項同様とし、入力波は Haramachi EW 波、Sannomaru EW 波、OS1 波とした。最大相対変位が 150mm に達する時の、ダンパの最大抵抗力、累積変位量、支持構造物及びボイラの応答加速度の結果を図 4・45 に示す。本図は、各地震波における開発したダンパの結果との比率を示し、1 以下であれば開発したダンパの値よりも低く、その逆であれば開発したダンパよりも大きな数値を示す。累積変位量を除いては、概ね開発したダンパと粘性減衰の応答性は同等と言えるが、累積変位量だけは解析した 3 条件の入力波でいずれもいずれも開発したダンパの 3 倍以上となっている。ダンパの抵抗力と変位の関係とエネルギー吸収の推移を図 4・46～4・51 に示す。

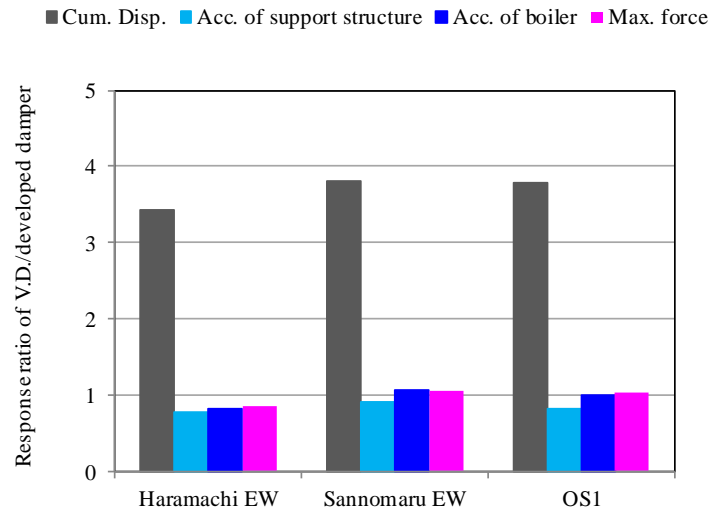


図 4・45. 開発したダンパと粘性減衰の応答の比率

粘性減衰は、1cycle 当たりのエネルギー吸収は開発したダンパよりも小さいが、開発したダンパよりも小さな速度で動き出すため、繰返し回数が増大してエネルギー吸収が大きくなる。本解析結果では、粘性減衰は開発したダンパより 1.3 倍から 2 倍のエネルギーを吸収することが確認できた。吸収するエネルギーが大きいことは良好であるが、その吸収

したエネルギーの発熱に耐える必要がある。以上から、開発したダンパは、稼働時と静止時を分別する機能により累積変位量を抑え、ボイラ構造物を目標の変位内に収めるため効率よくエネルギー吸収をしていると言える。

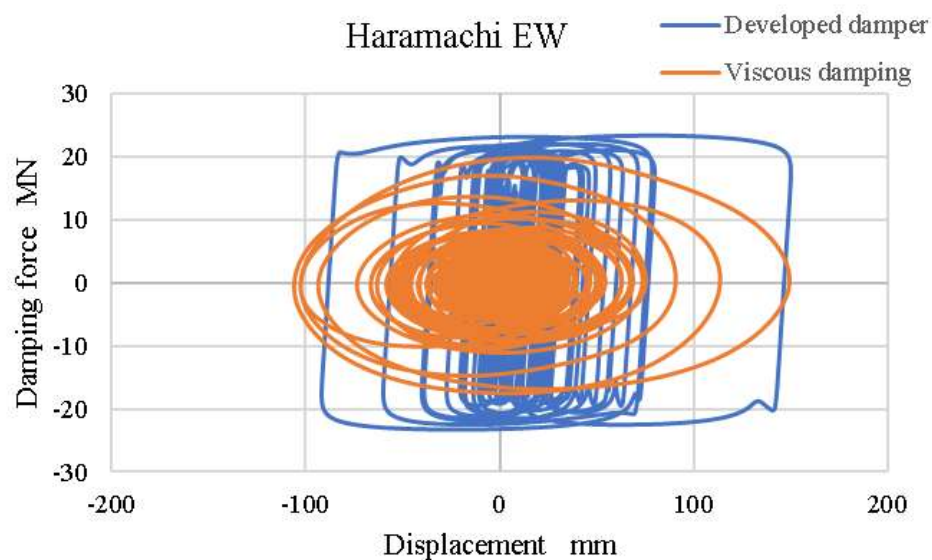


図 4・46. Haramachi EW 波入力時の抵抗力和変位の関係
(開発したダンパと粘性減衰の比較)

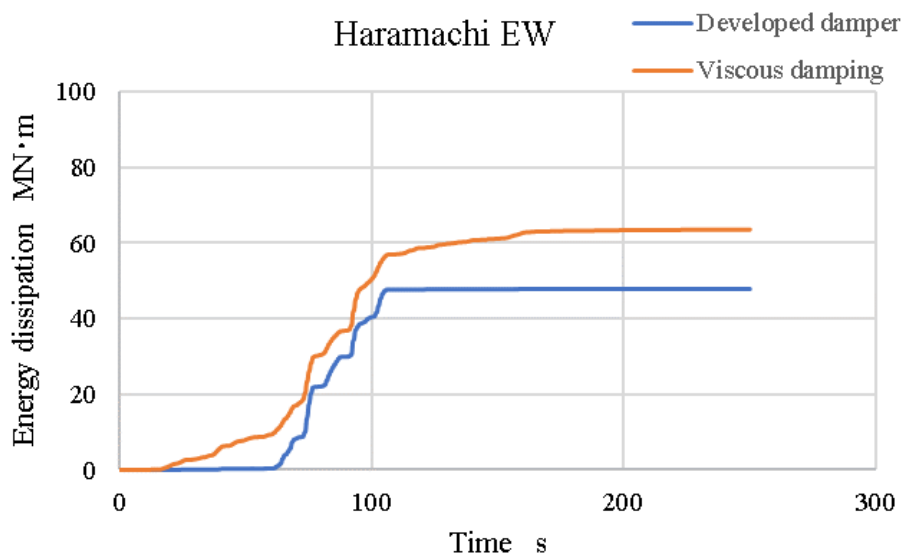


図 4・47. Haramachi EW 波入力時のエネルギー吸収の時刻歴推移
(開発したダンパと粘性減衰の比較)

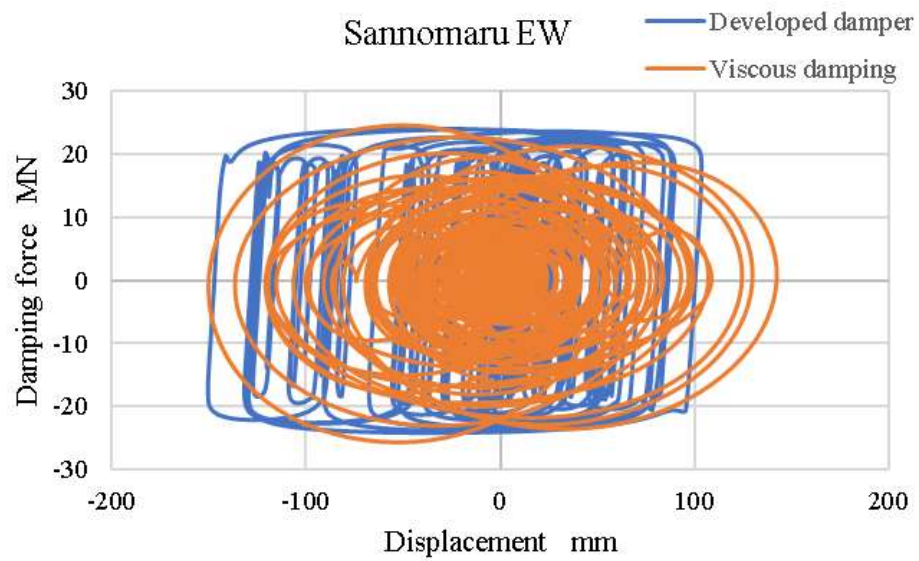


図 4・48. Sannomaru EW 波入力時の抵抗力和変位の関係
(開発したダンパと粘性減衰の比較)

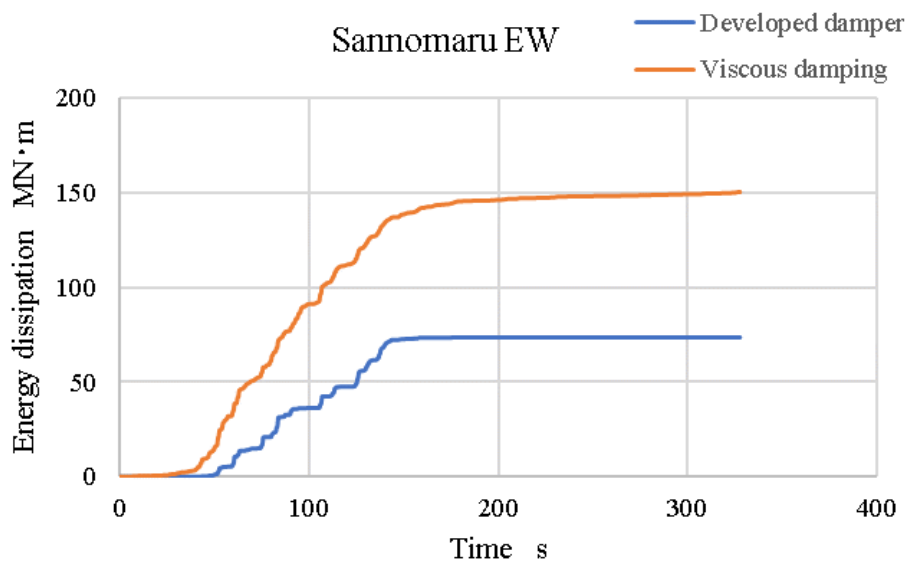


図 4・49. Sannomaru EW 波入力時のエネルギー吸収の時刻歴推移
(開発したダンパと粘性減衰の比較)

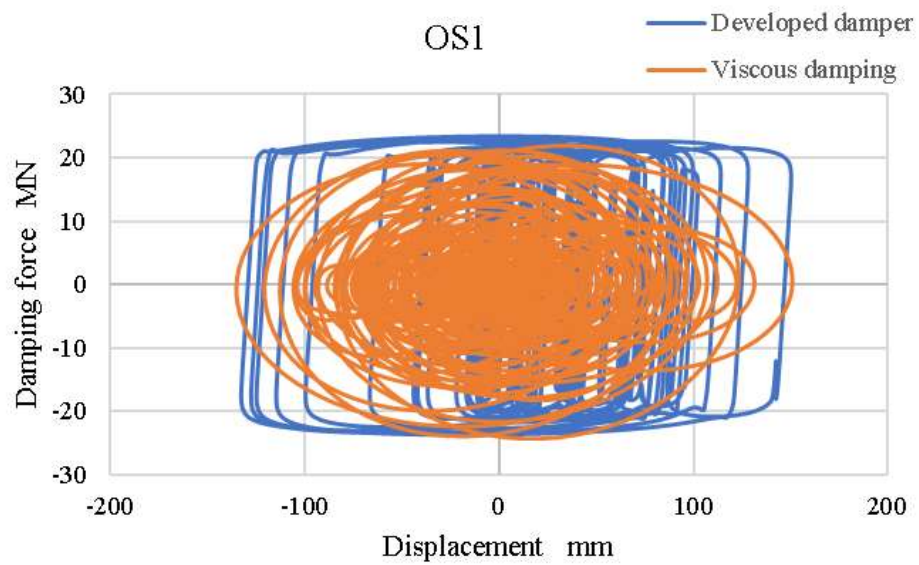


図 4・50. OS1 波入力時の抵抗力和変位の関係
(開発したダンパと粘性減衰の比較)

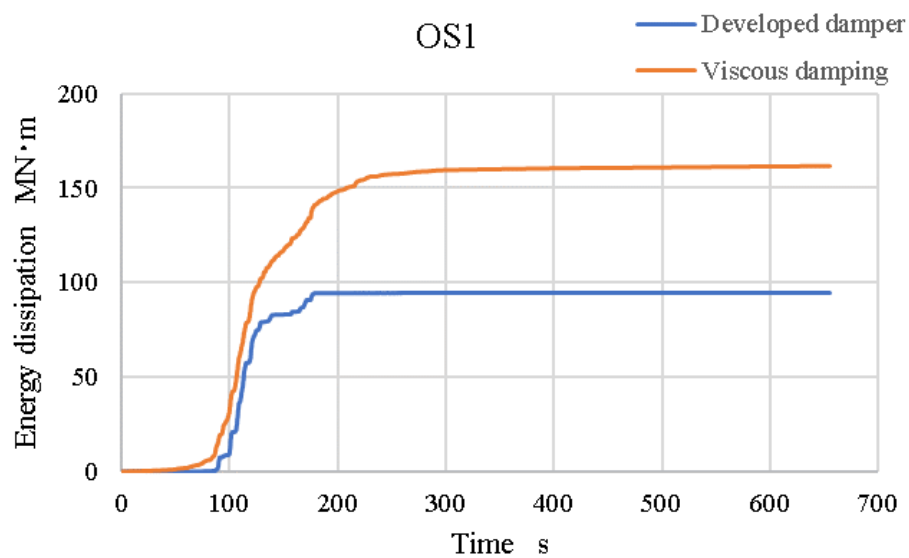


図 4・51. OS1 波入力時のエネルギー吸収の時刻歴推移
(開発したダンパと粘性減衰の比較)

4・5. 結言

入力波に長周期長時間地震を用いて、ボイラ構造物を二質点に置き、その間に開発したダンパを設置した地震応答解析を実施し、下記の結果を得た。

- ・使用した入力波条件では、Haramachi NS 波のみ Taft EW 入力時と同等のダンパ抵抗力で変位 150mm に収められた。その他では、Haramachi EW 波、Sannomaru NS・EW 波及び OS1 波で 1.3 倍程度、SZ1 波及び CH1 波では、2.7 倍程度のダンパ抵抗力を必要とする。
- ・開発したダンパは、地震波に対して、全体的に大きく動く稼働時とほぼ動かない静止時を有する。
- ・開発したダンパは、微小な速度から急激に抵抗力を発揮する。そのために、作用する外力が小さければ、ダンパは一次剛性により発生する変位を微小なものとし、外力が大きければ、エネルギー吸収をしながら伸縮するが、このダンパの特徴により稼働時と静止時の分別が生じている。
- ・開発したダンパは稼働時と静止時を有するため、ボイラ構造物を目標の変位内に収め、累積変位量を抑えながら、エネルギー吸収をしている。そのため、長周期長時間地震に対しても有効である。

第 4 章の参考文献

- 4-(1) 気象庁, 長周期地震動による被害 日本で長周期地震動により被害があった主な事例(online), available from
<https://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/choshuki/choshuki_eq3.html>.
- 4-(2) 気象庁, 過去の長周期地震動における長周期地震動階級の事例(2016)(online), available from
<https://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/ltpgm_explain/ltpgm_level_example.pdf>.
- 4-(3) 国交省中部地整整備局, 長周期構造物の設計に対応できる信頼性の高いサイト波を作成 ～名古屋三の丸波の概要～(online), available from
<https://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/choshuki/choshuki_eq3.html>.
- 4-(4) 国立研究開発法人建築研究所, 東日本大震災最終報告を踏まえて③長周期地震の評価について(2012)(on line) , available from
<<http://www.mlit.go.jp/common/001136168.pdf>>.
- 4-(5) 国土交通省, 平成 28 年 6 月 24 日国住指第 1111 号 超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策について (技術的助言) (2016)(online), available from <<http://www.mlit.go.jp/common/001136168.pdf>>.
- 4-(6) 国立研究開発法人建築研究所, 長周期地震動対策に関わる技術資料・データ公開特設ページ(online), available from
<<https://www.kenken.go.jp/japanese/contents/topics/lpe/index.html>>.
- 4-(7) 社団法人日本道路協会, 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編平成 24 年 3 月(2012), pp.16-35.
- 4-(8) 一般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 3 版(2013), pp.438-457.
- 4-(9) Tanaka, G., Minagawa, K., Aida, K., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part 4 Experimental study on environmental applicability and durability of damper, Proceedings of the ASME 2018 PVP, PVP2018-84556 (2018).
- 4-(10) Aida, K., Minagawa, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part 5 Influence of damper properties on lifetime, Proceedings of the ASME 2018 PVP, PVP2018-84514 (2018).
- 4-(11) Minagawa, K., Aida, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part 6 Influence of damper properties on vibration control performance, Proceedings of the ASME 2018 PVP, PVP2018-84518 (2018).

第5章 長周期長時間地震に対応するダンパの耐久性

5・1. 緒言

本章では、ボイラ構造物の制振ダンパとして長周期長時間地震に対応するために必要な耐久性を実験的に検証する。

5・2. 制振ダンパに求められる耐久性

構造物が長周期長時間地震を受けた場合、低振動数で大振幅の変位が通常の地震よりも長い継続時間で発生する。この繰返し加振により、一般的な免震・制振装置では抵抗力が低下するが、これは装置が稼働する時に吸収したエネルギーで評価できる損傷及び発熱が要因である。そのために地震の振動エネルギーを吸収する免震・制振装置では、下記の点について確認する必要がある。

- 1) 累積する変位量に対して、構成部材の損傷がないこと
- 2) 地震前後の抵抗力が変化しないこと、若しくは地震前後に変化する抵抗力が評価できること
- 3) 地震中の抵抗力が変化しないこと、若しくは地震中に変化する抵抗力が評価できること

一般的な免震・制振装置の殆んどが、繰返しの変位量に限度を有するもの、繰返しにより抵抗力が低下するもの、のいずれか若しくはその両方に属する。そのため、1)、2)については従来から、免震・制振装置を適用検討する際には確認されてきた。しかし、東北地方太平洋沖地震が長い継続時間の地震になったことより、3)が加えられ始めている⁵⁻¹⁾。この評価は、継続時間の長い地震において発生する免震・制振装置の抵抗力低下を考慮し、地震中についても構造物をより安全に設計することを目的としている。

本章では上記を考慮し、ダンパの耐久性に関する実験的検証を行う。実験は、下記に示す三つの手法で行う。

- ①累積する変位量に対する耐久試験
- ②四章解析結果の変位応答波を用いたエネルギー吸収に対する耐久試験
- ③ボイラ構造物内部を想定した温度環境下におけるエネルギー吸収に対する耐久試験

①は、主に鋼材の塑性変形を利用したダンパで評価することが多い試験となるが、開発したダンパでも構成上、部材の摩擦摩耗が生じる。その摩擦摩耗が機能に与える影響を確認する。

②は、長周期長時間地震を想定した加振を行い、開発したダンパが稼働する時に吸収したエネルギーにより生じる抵抗力の変化、及びその加振前後で生じる抵抗力変化を確認する。繰返し加振は、ボイラ構造物が長周期長時間地震を受けた時の挙動を想定するた

め、前章の解析結果の変位応答波を使用する。

ボイラ構造物内部は石炭の燃焼や蒸気を利用するため常温よりも高温となるが、③はその雰囲気温度の中で、②と同様の試験を行う。

5・3. 累積変位量に対する耐久試験

5・3・1. 試験方法

試験は、0.6m/s で 3000kN の抵抗力を発生するダンパを用いて実施した。試験概要図を図 5・1 に示す。試験体、試験機、の仕様及び計測項目は、3・5・1 項と同様とする。

なお、次節のエネルギー吸収に対する耐久試験でも本試験と同様の試験方法とする。

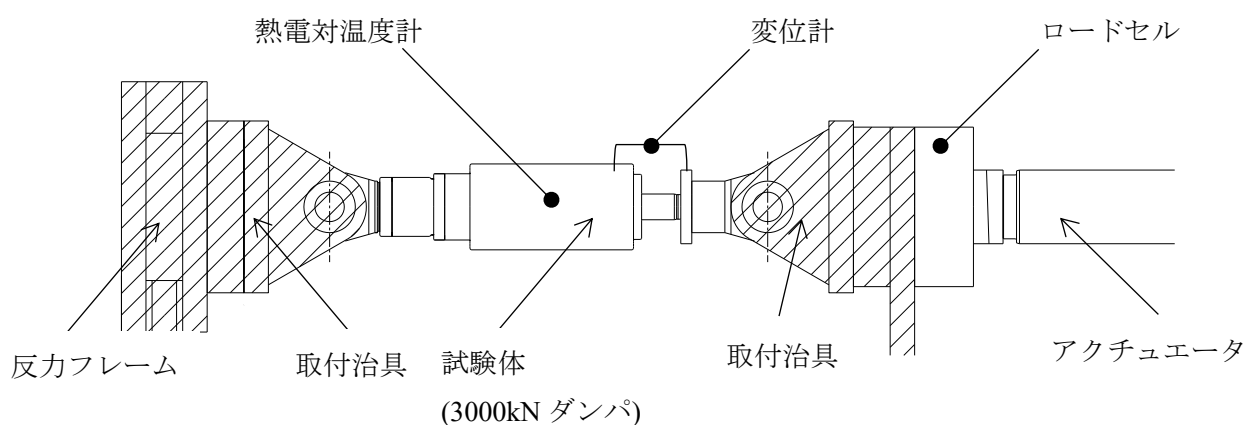


図 5・1. 累積変位量に対する耐久試験

5・3・2. 試験条件

試験は、初期及び途中経過の特性を確認する特性確認試験と、累積変位量を負荷する摺動試験を表 5・1 に示す手順に沿って実施した。文献によれば、振れ止め装置で確認されている累積変位量は約 $4\text{m}^{5(2)}$ であり、本試験における最終の累積変位量は、その 10 倍以上を見込み、43.2m とした。

特性確認試験条件を、表 5・2 に示す。入力は、正弦波とし、3cycle 加振した。評価は 2cycle 目の値を対象とする。抵抗力は、2cycle 目の変位を正負均等化するように補正したときの Y 軸切片を読み取り、その正負絶対値平均値を評価する。速度は、2cycle 目の変位と加振振動数から算出する。

また摺動試験条件を、表 5・3 に示す。本試験は、累積変位量がダンパ機能に与える影響を確認することが目的である。エネルギー吸収による発熱及びその蓄積の影響を少なくため、振動数を静的とみなせる 0.01Hz に設定し、各試験における試験開始温度は雰囲気温度 +5°C を上限として試験を実施した。評価は、変位を正負均等化するように補正した時の Y 軸切片値を読み取り、全 cycle の正負絶対値平均値を評価する。

全試験における加振 cycle 数と累積変位量の関係を、図 5・2 に示す。

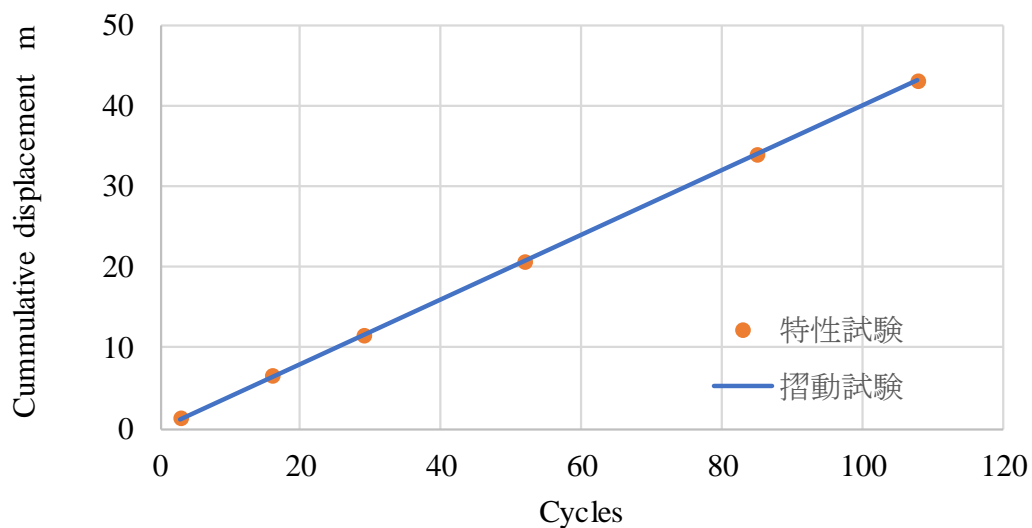


図 5・2. 加振 cycle 数と累積変位量の関係

表 5・1. 累積変位量に対する耐久試験の試験手順

手順	試験名称	摺動距離 m	試験回数 set	累積摺動距離 m
1	特性確認試験 I	1.2	1	1.2
2	摺動試験 i	4.0	1	5.2
3	特性確認試験 II	1.2	1	6.4
4	摺動試験 ii	4.0	1	10.4
5	特性確認試験 III	1.2	1	11.6
6	摺動試験 iii, iv	4.0	2	19.6
7	特性確認試験 IV	1.2	1	20.8
8	摺動試験 v, vi, vii	4.0	3	32.8
9	特性確認試験 V	1.2	1	34.0
10	摺動試験 viii, ix	4.0	2	42.0
11	特性確認試験 VI	1.2	1	43.2

表 5・2. 特性確認試験条件

入力	振動数 Hz	振幅 ± mm	速度 m/s	繰返し cycle	摺動距離 m
正弦波	0.5	100	0.314	3	1.2

表 5・3. 摺動試験条件

入力	振動数 Hz	振幅 ± mm	速度 m/s	繰返し cycle	摺動距離 m
正弦波	0.01	100	0.0063	10	4.0

5・3・3. 試験結果

全試験における累積変位量について、表 5・4 に示す。

試験条件は累積変位量が 43.2m であったが、試験結果の累積変位量は 43.6m であった。

特性試験における抵抗力と変位の関係を図 5・3 に示す。同様に、摺動試験の抵抗力と変位の関係を図 5・4～5・5 に示す。抵抗力は、ほぼ変化せず、ダンパは常時安定した抵抗力を発生している。特性試験の初回と最終回の抵抗力と変位の関係の重ね書きを図 5・6 に、同様に摺動試験の結果を図 5・7 に示すが、抵抗力にほぼ変わりが無いことが確認できる。試験の結果を、抵抗力と累積変位量の関係に表した結果を図 5・8 に示す。

以上より、開発したダンパは現行振れ止め装置の 10 倍以上の累積変位量を経験しても、その影響はほとんど受けず、安定した抵抗力を発揮できる。

表 5・4. 全試験による累積摺動距離

試験種別	試験条件				試験結果	
試験名称	No.	振動数 Hz	振幅 ± mm	繰返し Cycle	変位量 m	累積変位量 m
特性確認試験	I	0.5	100	3	1.20	1.2
摺動試験	i	0.01	100	10	4.02	5.2
特性確認試験	II	0.5	100	3	1.23	6.4
摺動試験	ii	0.01	100	10	4.03	10.5
特性確認試験	III	0.5	100	3	1.22	11.7
摺動試験	iii	0.01	100	10	4.02	15.7
摺動試験	iv	0.01	100	10	4.02	19.7
特性確認試験	IV	0.5	100	3	1.23	21.0
摺動試験	v	0.01	100	10	4.02	25.0
摺動試験	vi	0.01	100	10	4.02	29.0
摺動試験	vii	0.01	100	10	4.02	33.0
特性確認試験	V	0.5	100	3	1.23	34.3
摺動試験	viii	0.01	100	10	4.02	38.3
摺動試験	ix	0.01	100	10	4.03	42.3
特性確認試験	VI	0.5	100	3	1.23	43.6

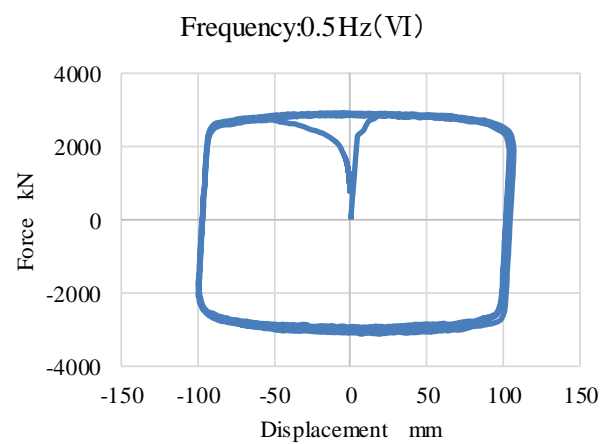
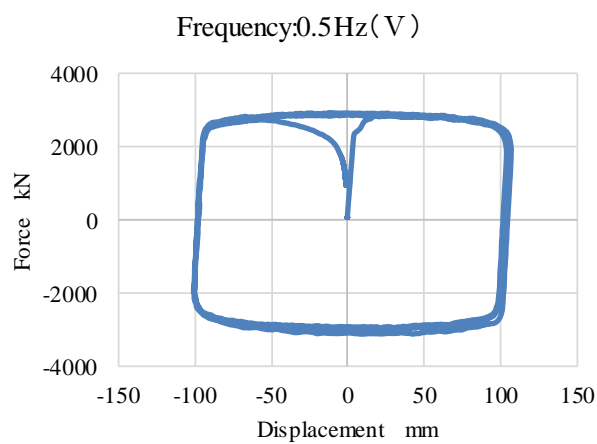
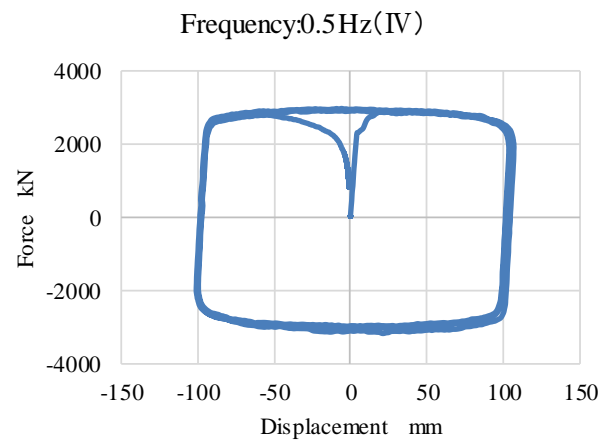
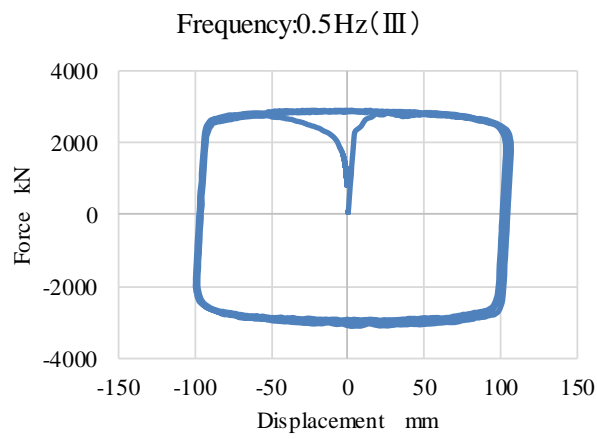
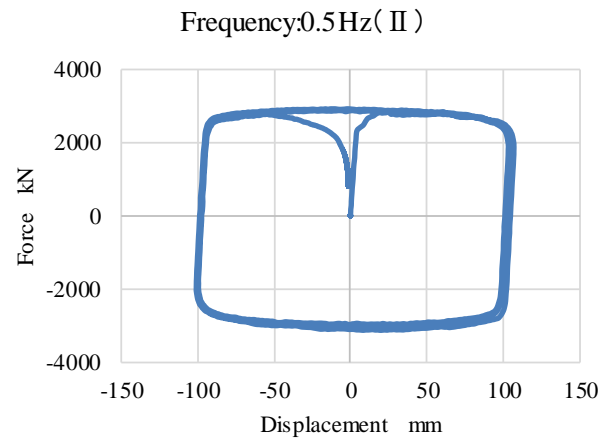
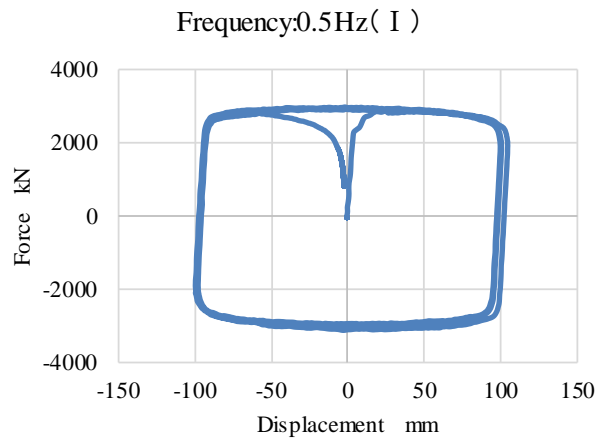


図 5・3. 特性試験 (I) ～ (VI) までの抵抗力と変位の関係

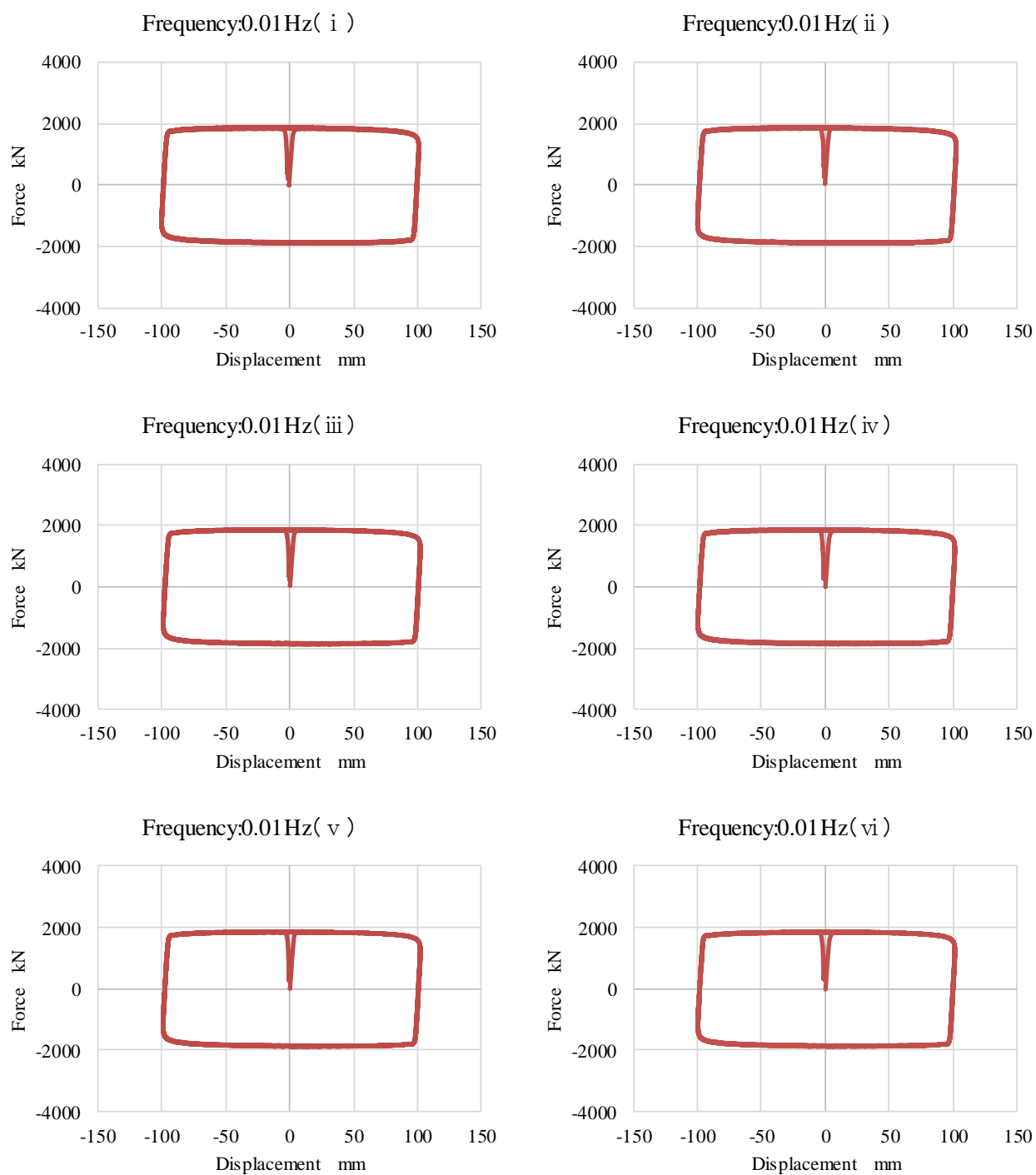


図 5・4. 摺動試験 (i) ～ (vi) までの抵抗力と変位の関係

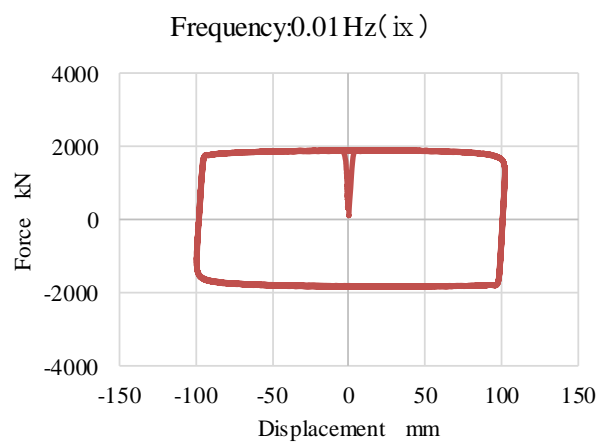
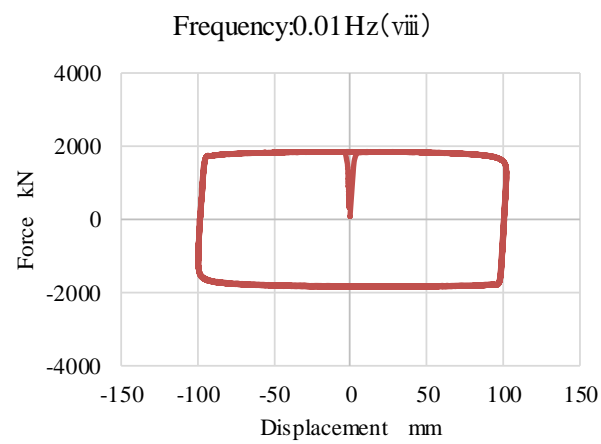
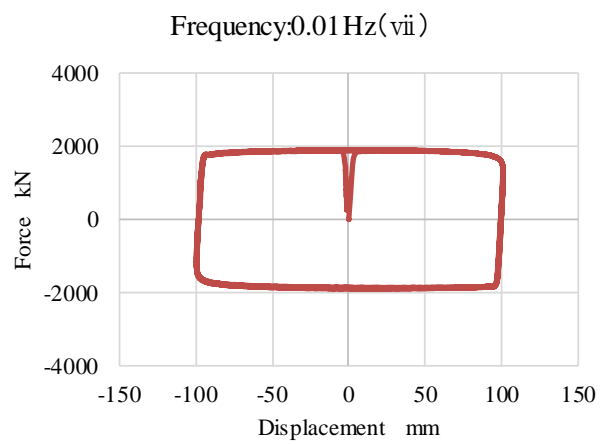


図 5・5. 摺動試験 (vii) ～ (ix) までの抵抗力和変位の関係

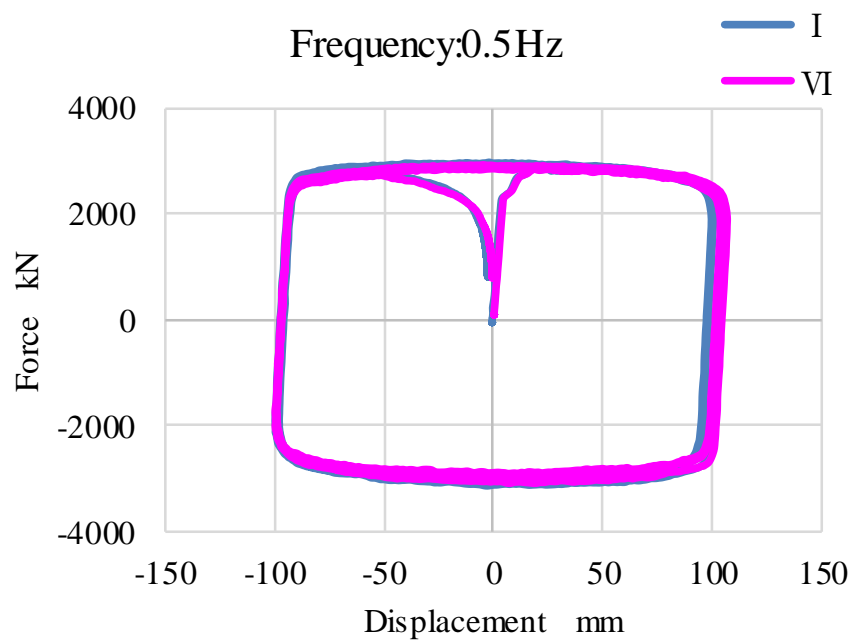


図 5・6. 特性試験（I）と（VI）の抵抗力和変位の関係の重ね書き

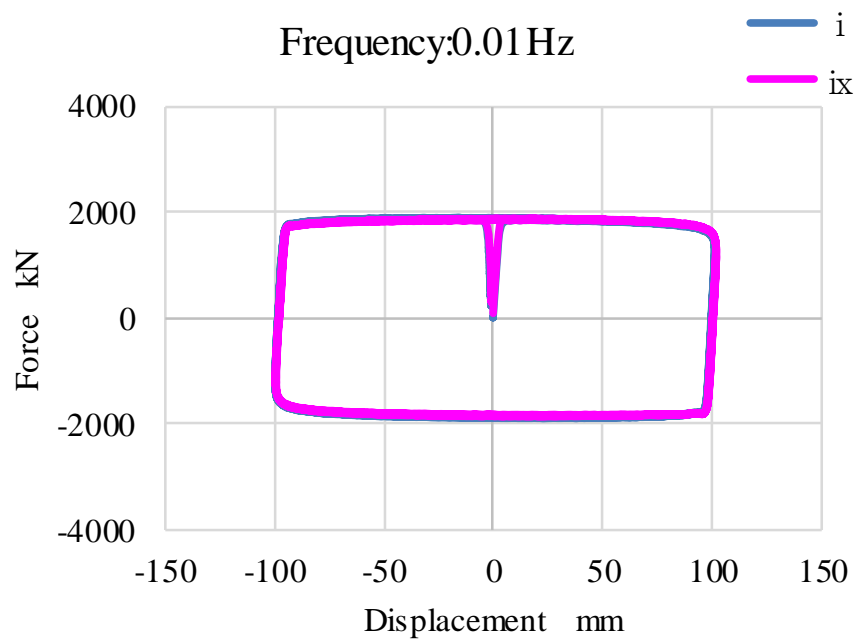


図 5・7. 摺動試験（i）と（ix）の抵抗力和変位の関係の重ね書き

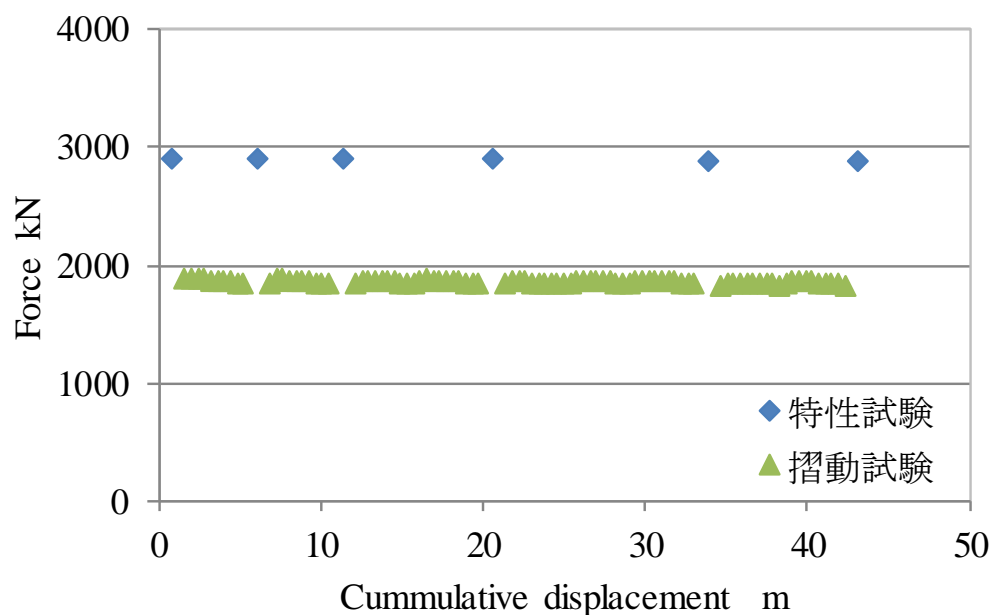


図 5・8. 抵抗力和累積変位量の関係

5・4. エネルギー吸収に対する耐久試験

5・4・1. 試験方法

試験は、0.6m/s で 3000kN の抵抗力を発生するダンパを用いて実施した。試験方法は、5・3・1 項に示した内容と同様とする。

5・4・2. 試験条件

本試験では、地震によるエネルギー吸収の耐性を確認する変位応答波試験と変位応答波試験前後の特性の変化を確認する特性確認試験を実施した。

特性確認試験の条件を、表 5・5 に示す。入力は、正弦波とし、3cycle 加振した。評価は 2cycle 目の値を対象とする。抵抗力は、2cycle 目の変位を正負均等化するように補正したときの Y 軸切片を読み取り、その正負絶対値平均値を評価する。速度は、2cycle 目の変位と加振振動数から算出する。

変位応答波試験は、4 章の解析によるボイラと支持構造物間の相対変位の応答波を入力波に用いる。入力する波形について、表 5・6 に示す。表中のダンパ設定は、Taft EW 波を入力した時に最大相対変位を 150mm に収めるときのダンパ抵抗力を 1 とする。他の各地震波を入力し最大相対変位が 150mm より大きくなった場合は、150mm になるようダンパ抵抗力を増加させるが、その時の倍率を示す。なお、2・4・1 項で記載した最

大速度を 0.5m/s に基準化した El Centro NS 波と Hachinohe NS 波は、現在のプラント設計によく使用されているため、4 章の解析を行い、変位応答波を得た。入力する変位応答波を図 5・9～5・11 に示す。評価は、第一に加振中に抵抗力に顕著な異常がないことを確認する。その上で、初回の特性確認試験結果より得られた回帰式を Maxwell モデルに代入した解析モデルとの比較を行い、差異の確認をする。

試験手順は、表 5・7 に示すとおりに行う。

表 5・5. 特性確認試験条件

No.	入力波	振動数 Hz	振幅 ± mm	速度 m/s	繰返し cycle
1	正弦波	0.5	50	0.157	3
2	正弦波	1.0	50	0.314	3
3	正弦波	1.0	75	0.471	3
4	正弦波	1.0	100	0.628	3

表 5・6. 変位応答波試験条件

入力波条件				ダンパ設定	応答波諸元		
No.	入力地震動	最大速度 基準化	加振時間 s	対 Taft EW 倍	最大振幅 mm	最大速度 m/s	撓動距離 m
1	Taft EW	0.5m/s	54.38	—	150	0.52	2.01
2	El Centro NS	0.5m/s	53.74	1.0	142	0.54	1.03
3	Hachinohe NS	0.5 m/s	50.98	1.0	56	0.15	0.68
4	Haramachi NS	—	249.99	1.0	143	0.46	4.18
5	Haramachi EW	—	249.99	1.3	150	0.41	3.51
6	Sannomaru EW	—	327.64	1.4	150	0.44	4.67
7	SZ1	—	655.3	2.6	150	0.65	1.68
8	CH1	—	655.3	2.7	150	0.70	3.02
9	OS1	—	655.3	1.3	150	0.53	5.99

表 5・7. 試験手順

手順	試験名称	入力条件
1	特性確認試験 I	特性確認試験 No.1～4
2	変位応答波試験 i	Taft EW 変位応答波
3	変位応答波試験 ii	El centro NS 変位応答波
4	変位応答波試験 iii	Hachinohe NS 変位応答波
5	確認試験 II	特性確認試験 No.1～4
6	変位応答波試験 iv	Haramachi NS 変位応答波
7	変位応答波試験 v	Haramachi EW 変位応答波
8	特性確認試験 III	特性確認試験 No.1～4
9	変位応答波試験 vi	Sannomaru EW 変位応答波
10	特性確認試験 IV	特性確認試験 No.1～4
11	変位応答波試験 vii	SZ1 変位応答波
12	変位応答波試験 viii	CH1 変位応答波
13	特性確認試験 V	特性確認試験 No.1～4
14	変位応答波試験 viii	OS1 変位応答波
15	特性確認試験 VI	特性確認試験 No.1～4

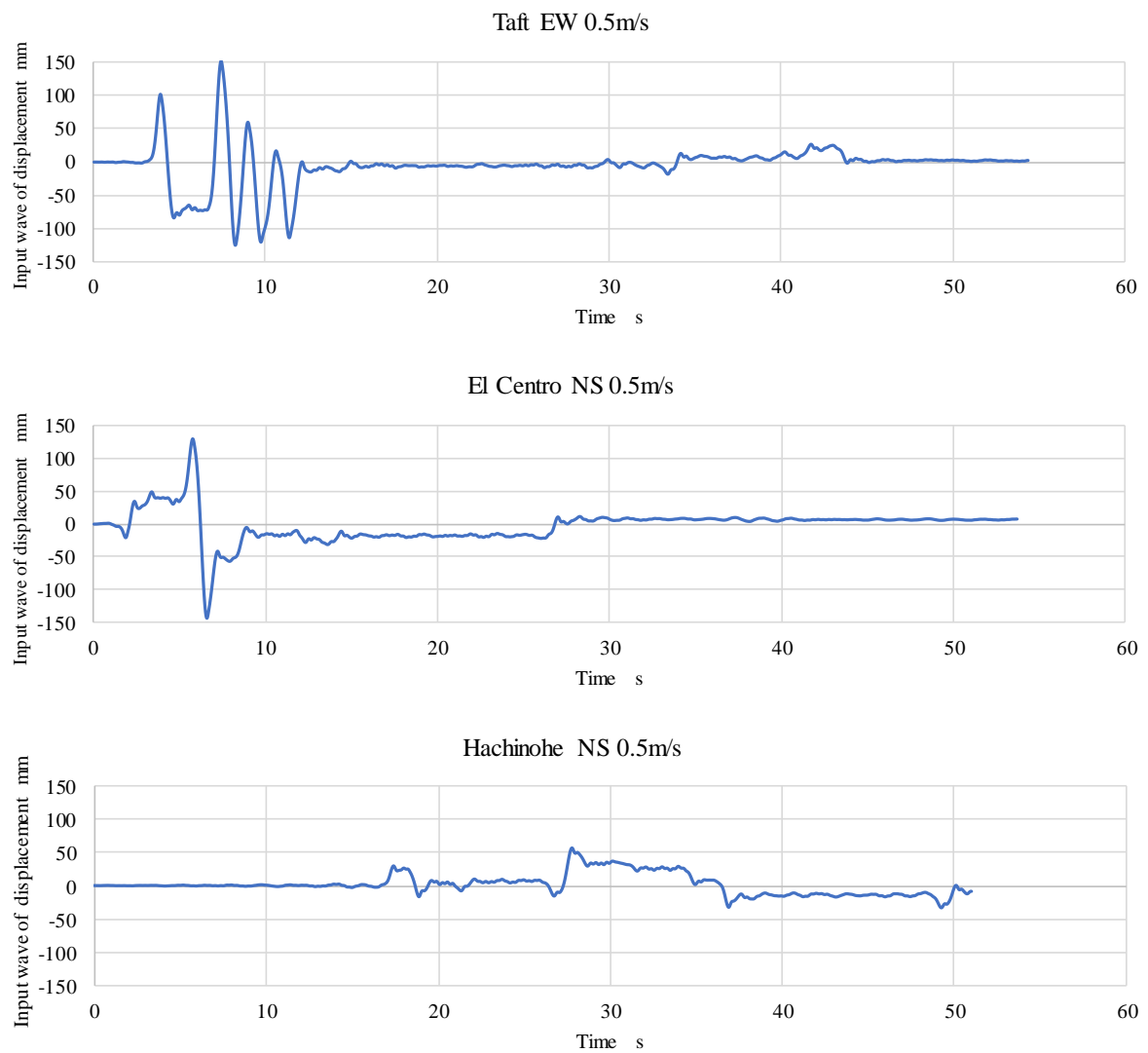


図 5・9. 変位応答波試験の入力波（Taft EW 波，El Centro NS 波，Hachinohe NS 波）

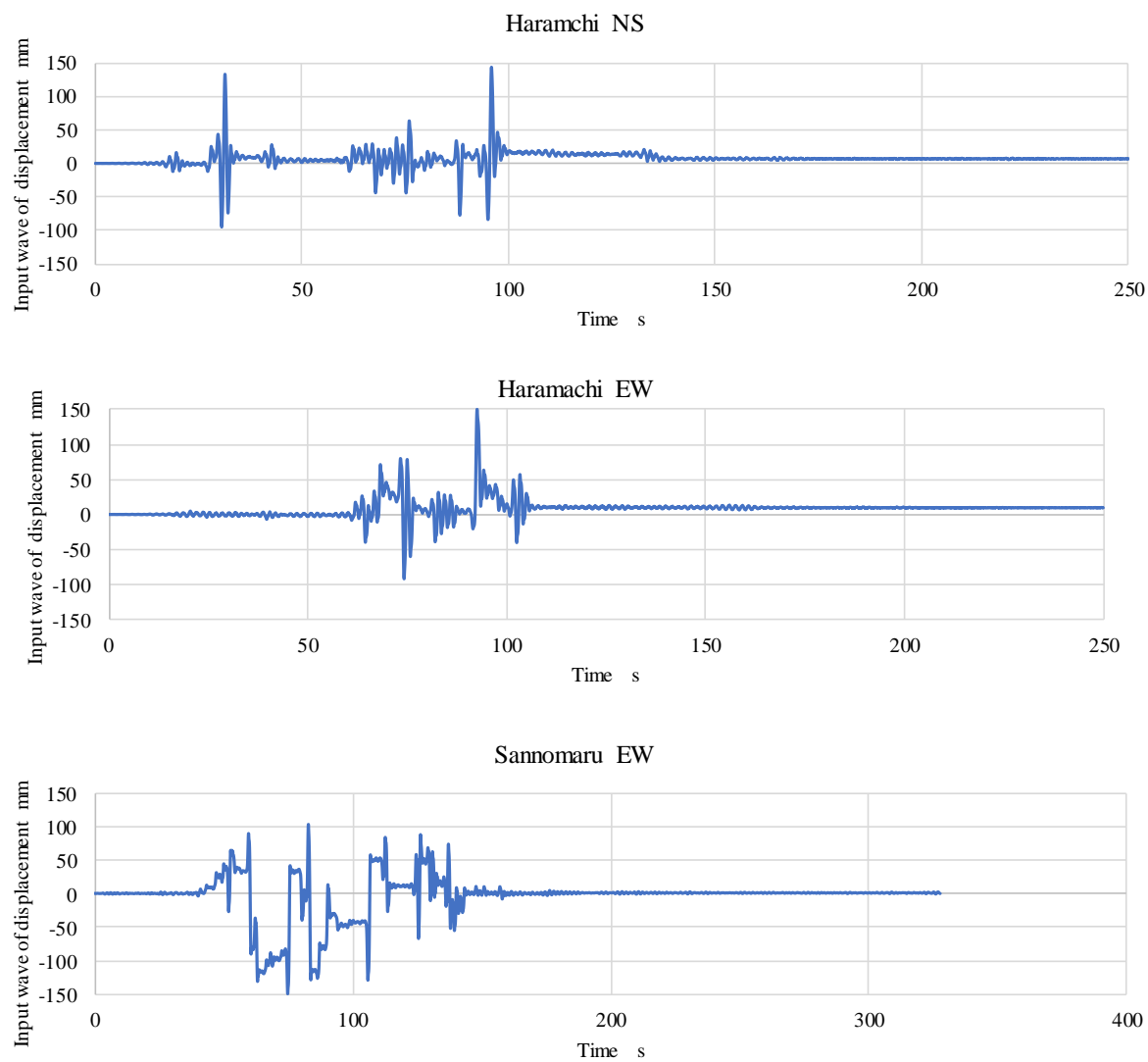


図 5・10. 変位応答波試験の入力波（Haramachi NS 波・EW 波，Sannomaru EW 波）

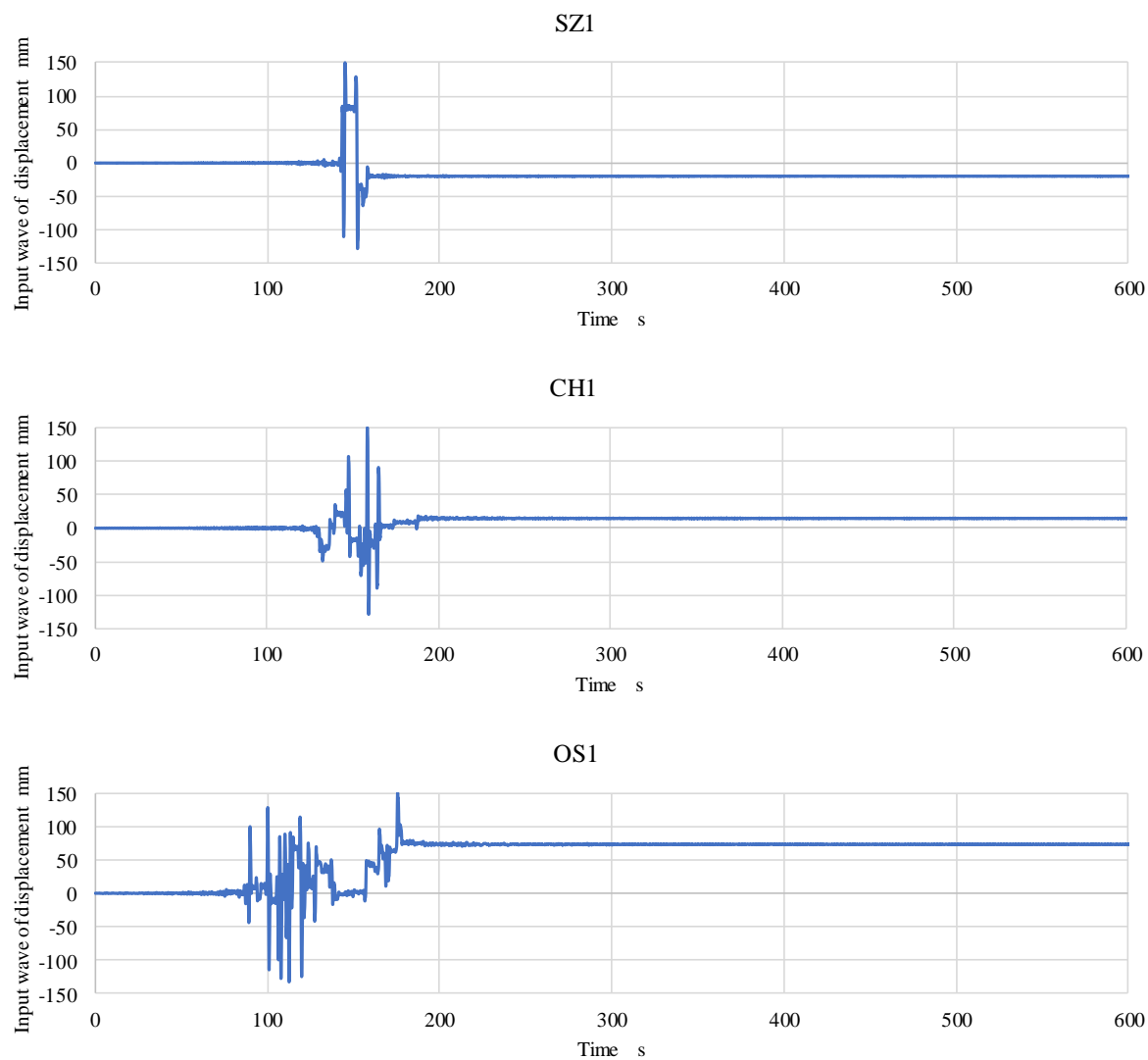


図 5・11. 変位応答波試験の入力波（SZ1 波，CH1 波，OS1 波）

5・4・3. 試験結果

その1 特性確認試験Ⅰの結果

特性確認試験における抵抗力和変位の関係を，図 5・12 に示す．また，抵抗力と速度の関係を，図 5・13 に示す．抵抗力と速度の関係より得られた回帰式 $F=3365.5 \times V^{0.11}$ を以降の地震応答波試験の解析モデル特性式として利用する．

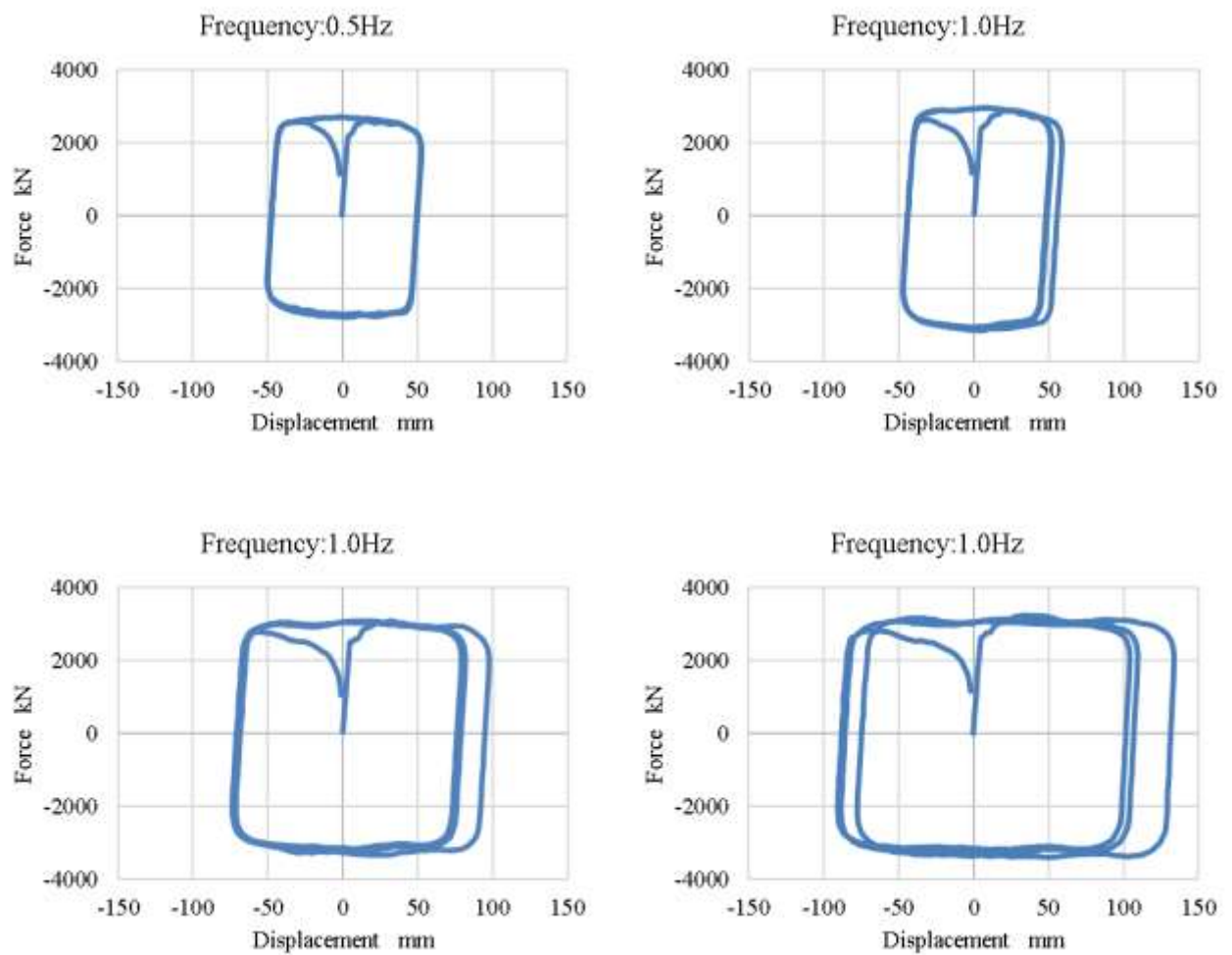


図 5・12. 特性確認試験Ⅰの抵抗力和変位の関係

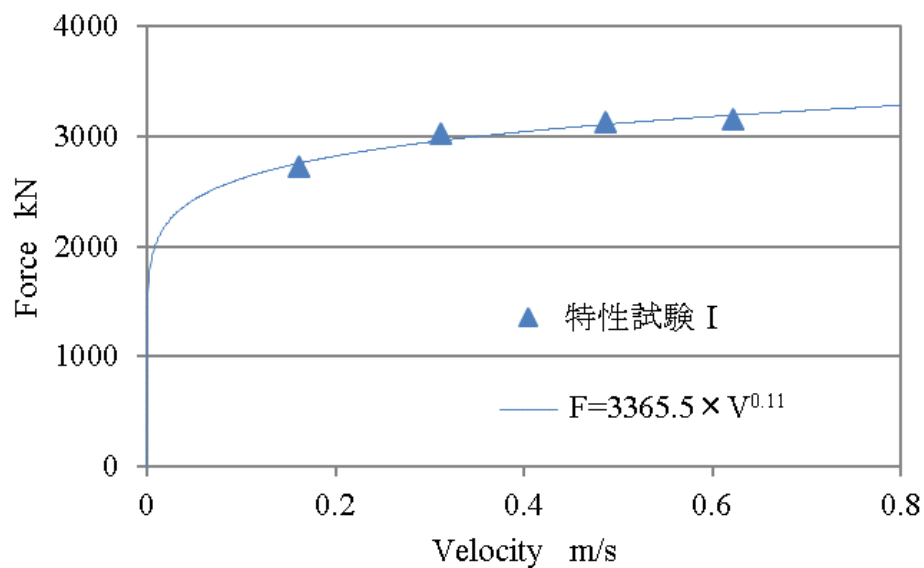


図 5・13. 特性確認試験 I の抵抗力と速度の関係

その 2 Taft EW 波変位応答波試験結果

Taft EW 波の変位応答波試験の入力波と実際の変位波形の比較を図 5・14 に示す。試験波形は、約 6～8s でやや乖離する一部があるが、全体的にはほぼ入力波を再現できている。また抵抗力と変位の関係を、図 5・15 に示す。抵抗力の試験結果は、常時安定しており、解析モデルの結果とほぼ合致していた。

エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・16 示すが、僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったものの、差異は 5% 程度であり、解析モデルの再現性は高い。

温度の時刻歴推移を図 5・17 に示す。データが途切れている箇所は、最大温度が試験終了後も上がり続けたため、別のファイルにてデータ取得したためである。

温度は、試験終了後 77 秒後に最大温度に到達し、温度上昇は約 19℃であった。

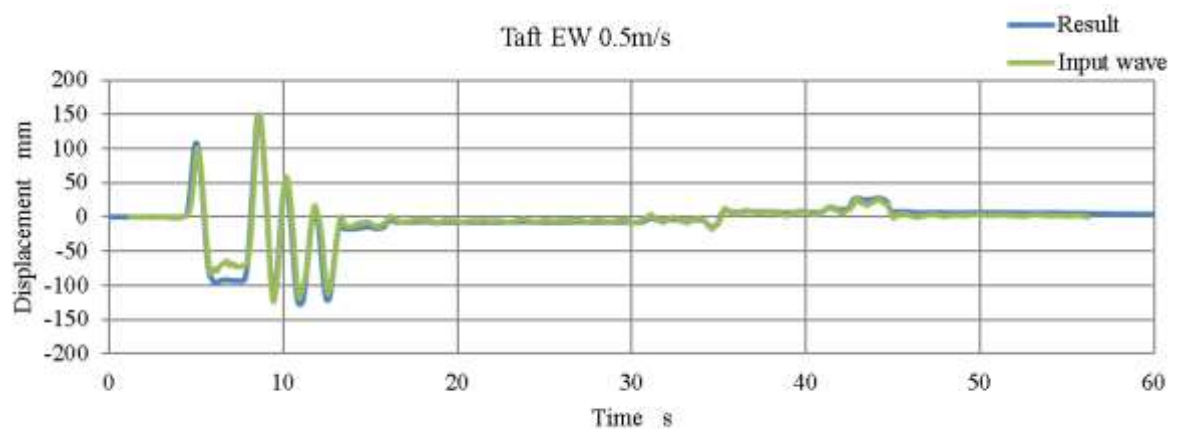


図 5・14. 入力波と試験波形の比較

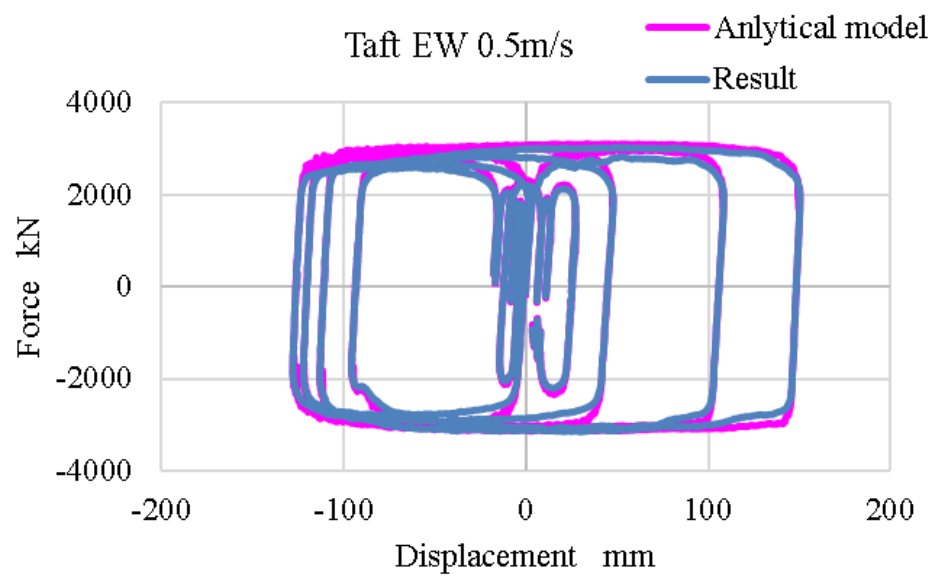


図 5・15. Taft EW 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

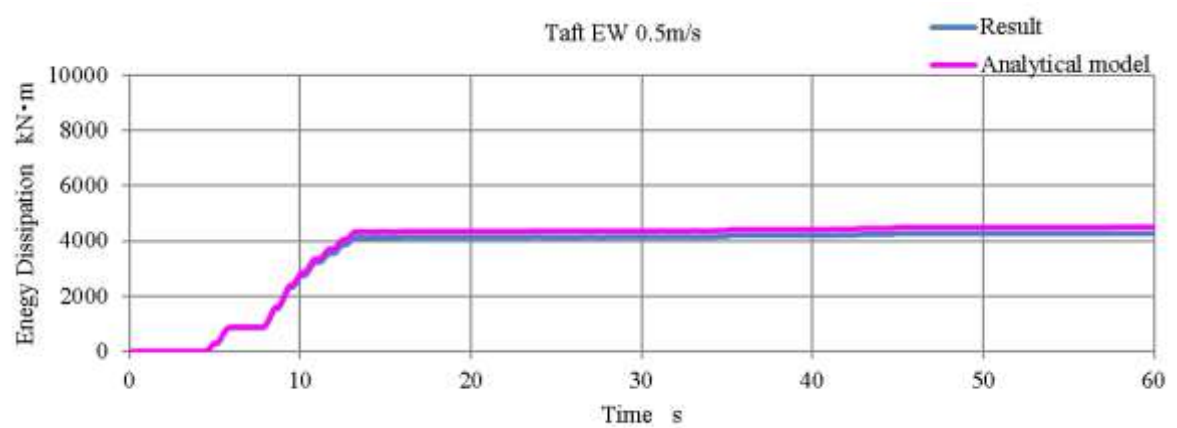


図 5・16. Taft EW 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

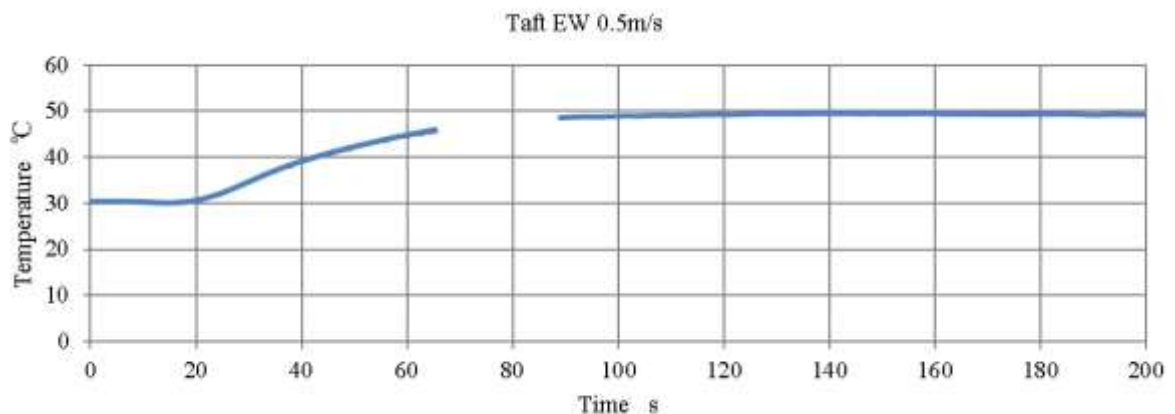


図 5・17. Taft EW 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

その 3 El Centro NS 波変位応答波試験結果

El Centro NS 変位応答波の入力波と変位波形の比較を図 5・18 に示す。入力波形は、一方向で最大の変位となるが、試験波形は約 7s の+側最大付近で変位の最大値を記録した。これは試験機制御の影響であり、調整に限界があったため、一側の最大値をほぼ等価にし、+側最大値を大きめに入力した。これにより実験の方が厳しい条件となり、安全側評価となる。

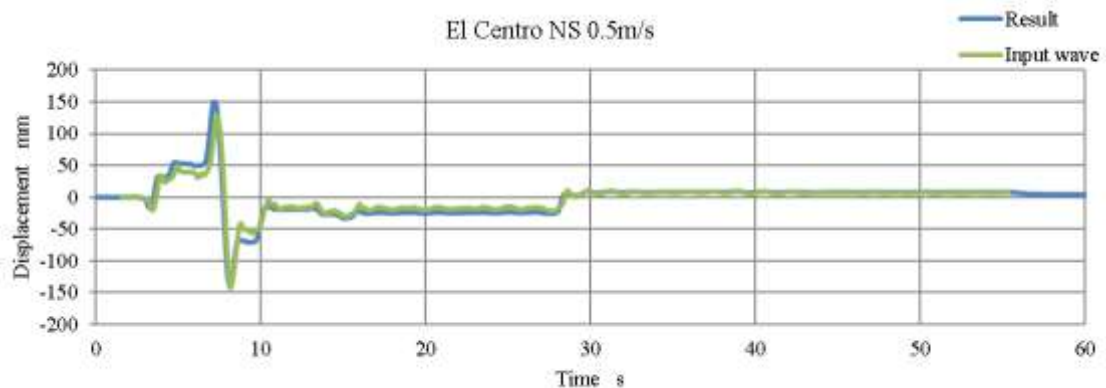


図 5・18. 入力波と試験波形の比較

変位と抵抗力の関係を図 5・19 に示す。抵抗力の試験結果は、常時安定しており、解析モデルの結果とほぼ合致していた。

エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・20 に示すが、僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったものの、差異は 2.5%程度であり、解析モデルの再現性は高い。

温度の時刻歴推移を図 5・21 に示す。データが途切れている箇所は、最大温度が試験終了後も上がり続けたため、別のファイルにてデータ取得したためである。

温度は、上昇は前述の Taft EW のときより少ない 6.4℃であったが、試験終了後 38 分後に最大温度に到達する特徴があった。

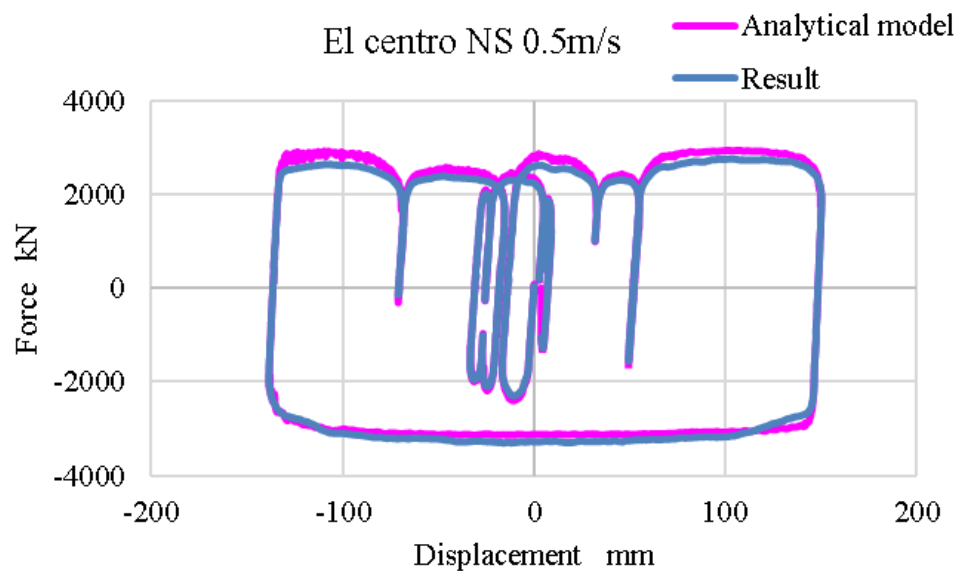


図 5・19. El Centro NS 波変位応答波試験の抵抗力和変位の関係

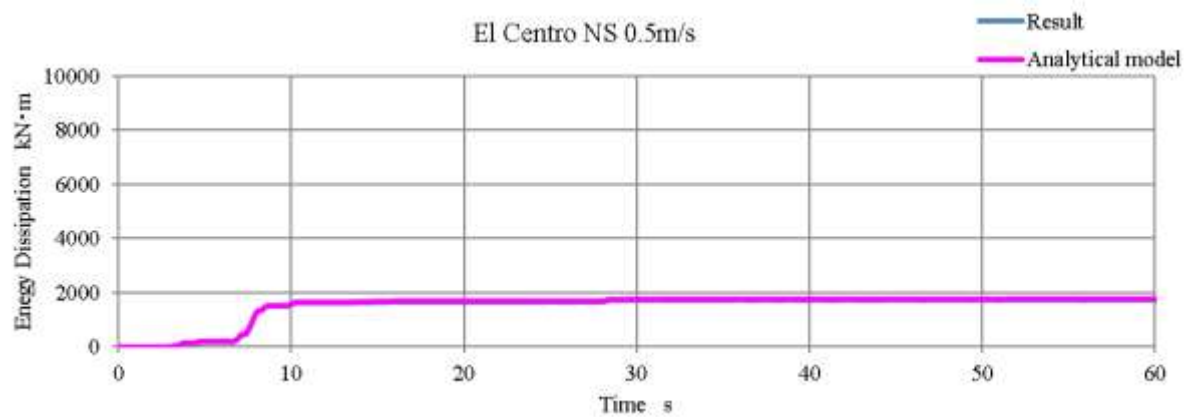


図 5・20. El Centro NS 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

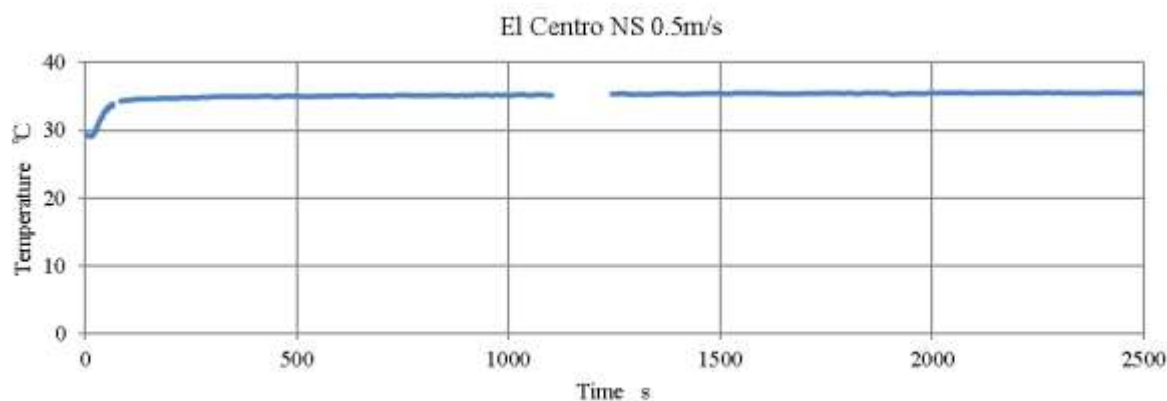


図 5・21. El Centro NS 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

その 4 Hachinohe NS 波変位応答波試験結果

Hachinohe NS 変位応答波の入力波と変位波形の比較を図 5・22 に示す。入力波形は、全体的に微小な変化が多くやや前述の二条件と比較すると、試験波形は入力波形より乖離しているが、全体的な傾向は再現できた。

同試験での変位と抵抗力の関係を図 5・23 に示す。抵抗力の試験結果は、常時安定しており、解析モデルの結果とほぼ合致していた。

エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・24 に示すが、僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったもの、差異は 6.1%程度であり、解析モデルの再現性は高い。

温度の時刻歴推移を図 5・25 に示す。データが途切れている箇所は、最大温度が試験終了後も上がり続けたため、別のファイルにてデータ取得したためである。

温度は、試験終了後約 80 秒後に最大温度に到達し、温度上昇は約 3.5°C であった。

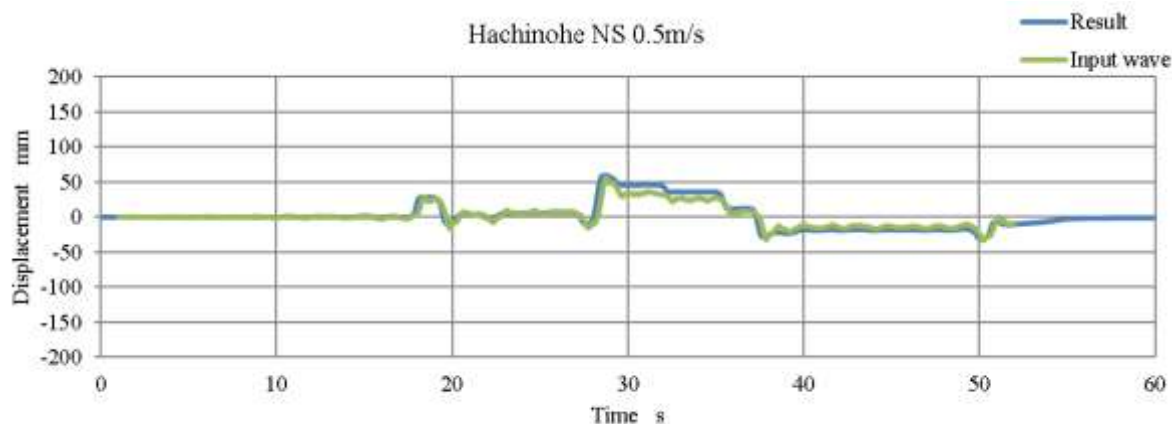


図 5・22. 入力波と試験波形の比較

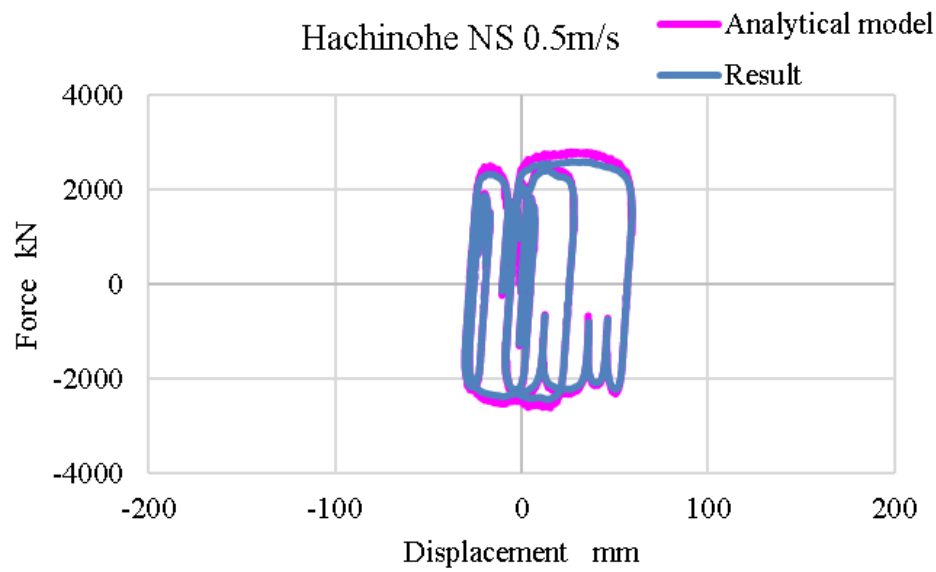


図 5・23. Hachinohe NS 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

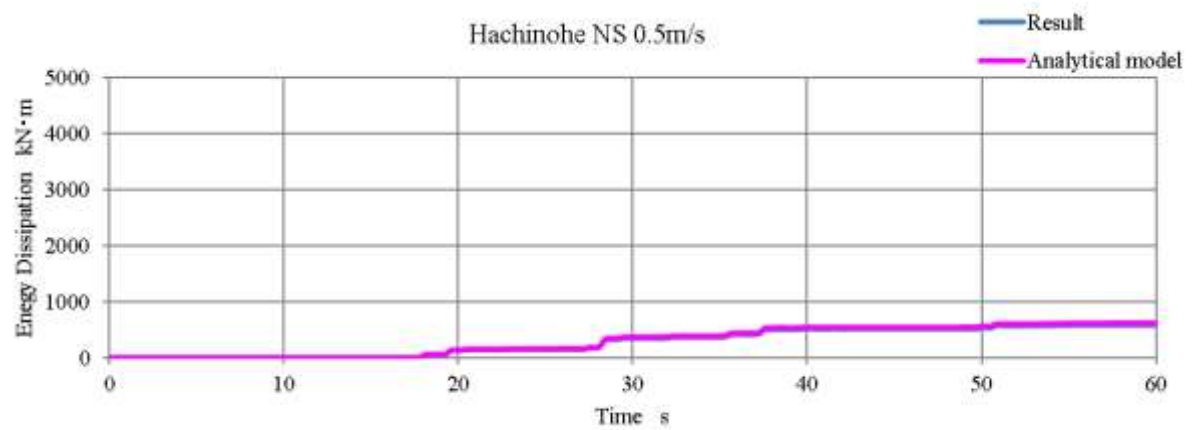


図 5・24. Hachinohe NS 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

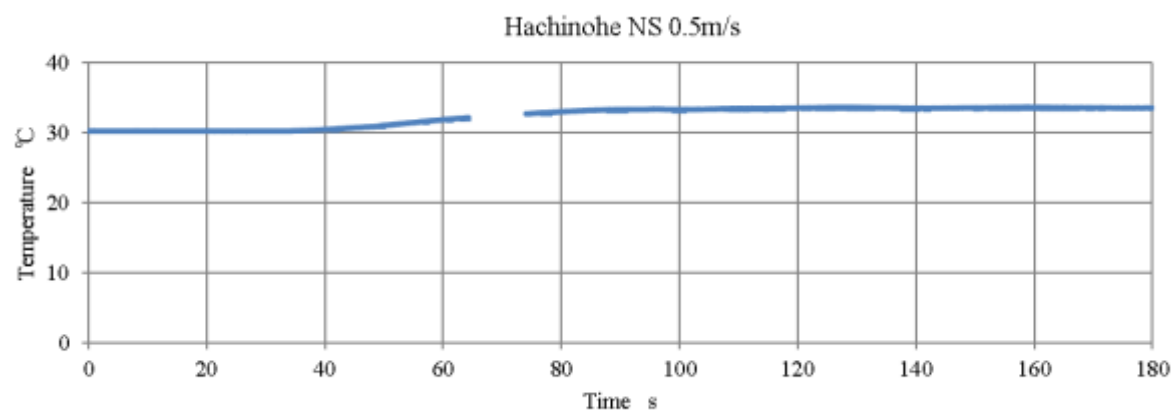


図 5・25. Hachinohe NS 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

その5 特性確認試験Ⅱの結果

特性確認試験Ⅱにおける抵抗力和変位の関係を、図5・26に示す。同図には、特性試験Ⅰとの比較を示すが、その差異はほぼない。抵抗力と速度の関係を、図5・27に示す。初回の特性確認試験と比較すると抵抗力は平均で約1.8%の減少となっているが、速度の速い二条件における変化は、1%未満とほぼ変化がない。

以上よりダンパの抵抗力は、最大速度を0.5m/sに基準化したTaft EW波、El Centro NS波、Hachinohe NS波を受けても、抵抗力の変化は僅かであると言える。

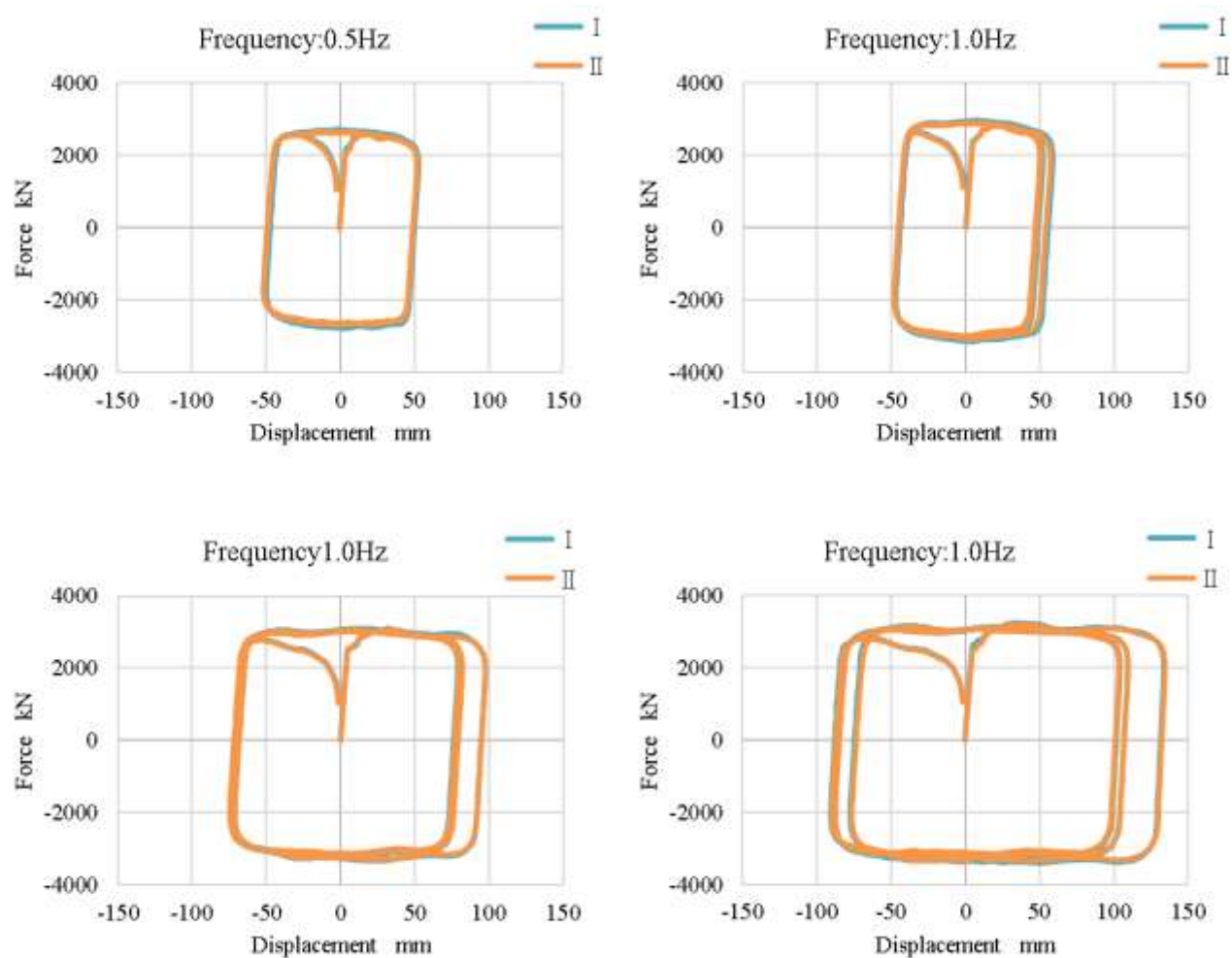


図5・26. 特性確認試験Ⅱの抵抗力和変位の関係

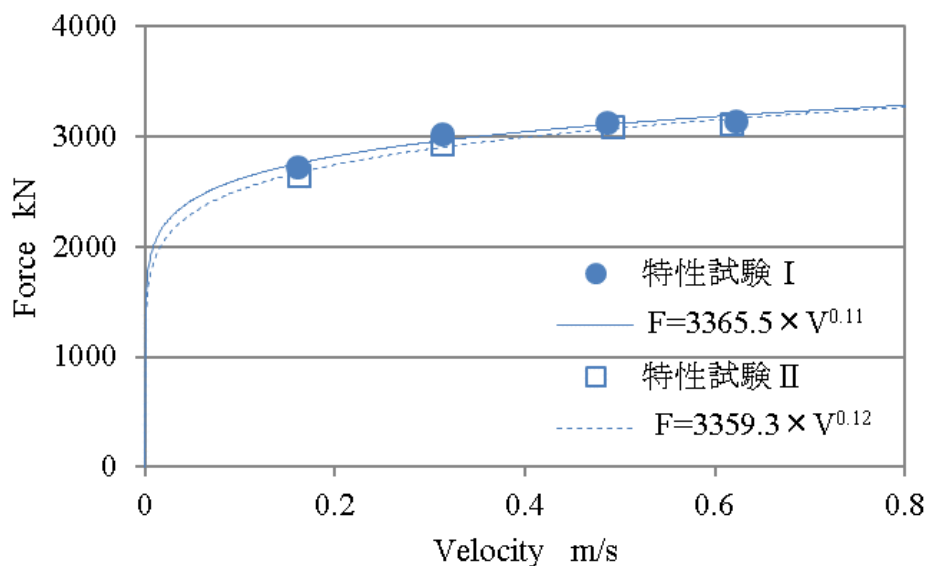


図 5・27. 特性確認試験Ⅱの抵抗力和速度の関係

その 6 Haramachi NS 波変位応答波試験結果

Haramachi NS 変位応答波の入力波と変位波形の比較を図 5・28 に示す。試験波形は、入力波とほぼ一致しており、全体的に傾向は再現できた。

同試験での変位と抵抗力の関係を図 5・29 に示す。抵抗力は常時安定しており、試験結果は解析モデルの結果とほぼ合致していた。

エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・30 に示す。僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったもの、差異は 6.4%程度であり、解析モデルの再現性は高い。

温度の時刻歴推移を図 5・31 に示す。温度は、試験中に最大温度を記録し、開始から約 180 秒後に 64.1℃を記録し、温度上昇は約 33.4℃であった。

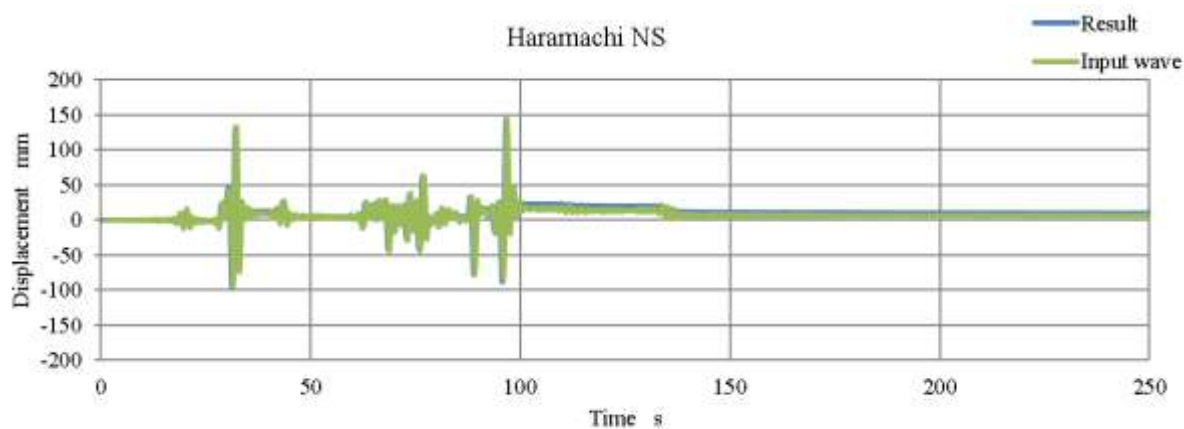


図 5・28. 入力波と試験波形の比較

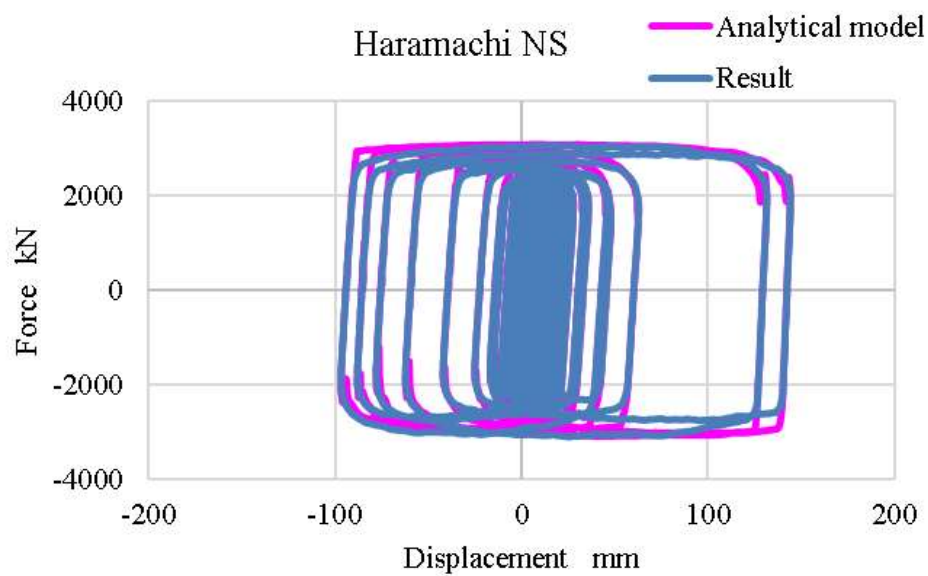


図 5・29. Haramachi NS 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

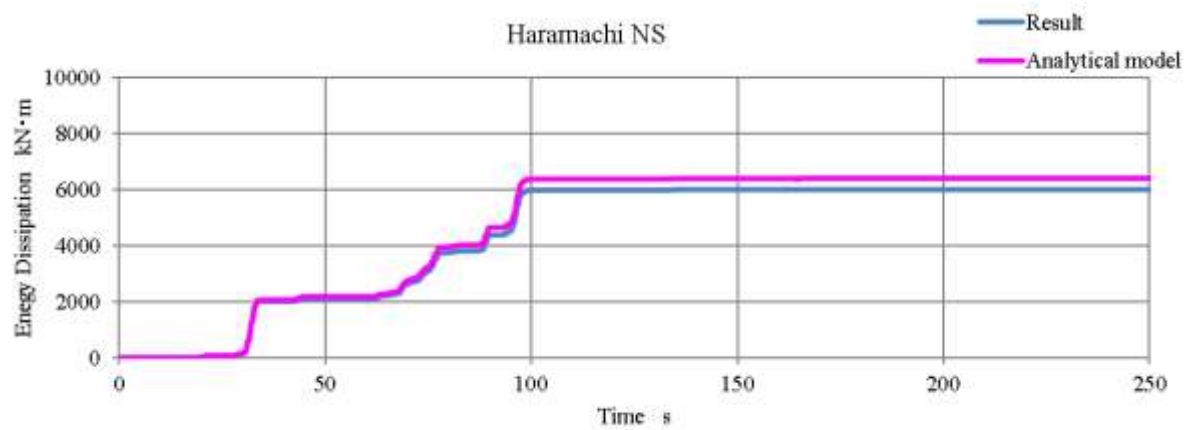


図 5・30. Haramachi NS 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

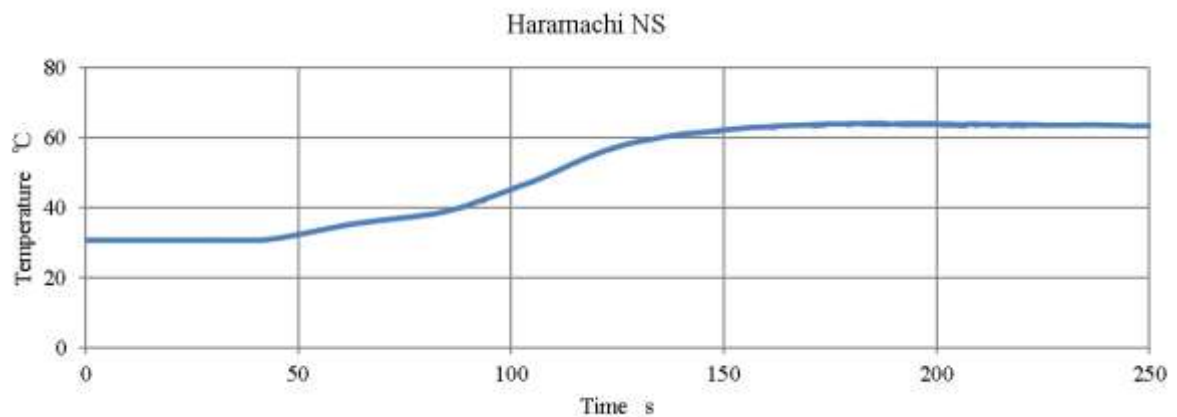


図 5・31. Haramachi NS 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

その 7 Haramachi EW 波変位応答波試験結果

Haramachi EW 変位応答波の入力波と変位波形の比較を、図 5・32 に示す。試験波形は、入力波とほぼ一致しており、全体的に傾向は再現できた。

また同試験での変位と抵抗力の関係を図 5・33 に示す、試験結果と解析モデルの結果は、ほぼ合致していた。

エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・34 に示す。僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったものの、差異は 6.5%程度であり、解析モデルの再現性は高い。

温度の時刻歴推移を図 5・35 に示す。温度は、試験中に最大温度を記録し、開始から約 190 秒後に 49.4°C を記録し、温度上昇は約 24.2°C であった。

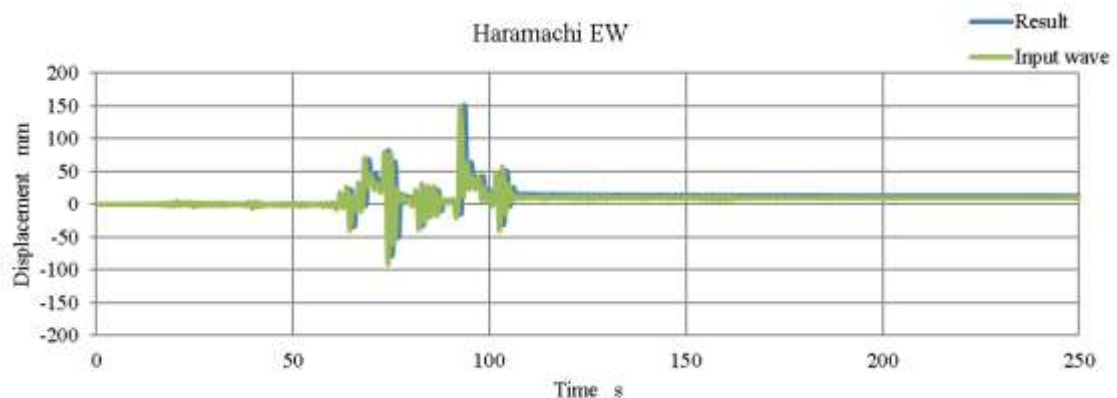


図 5・32. 入力波と試験波形の比較

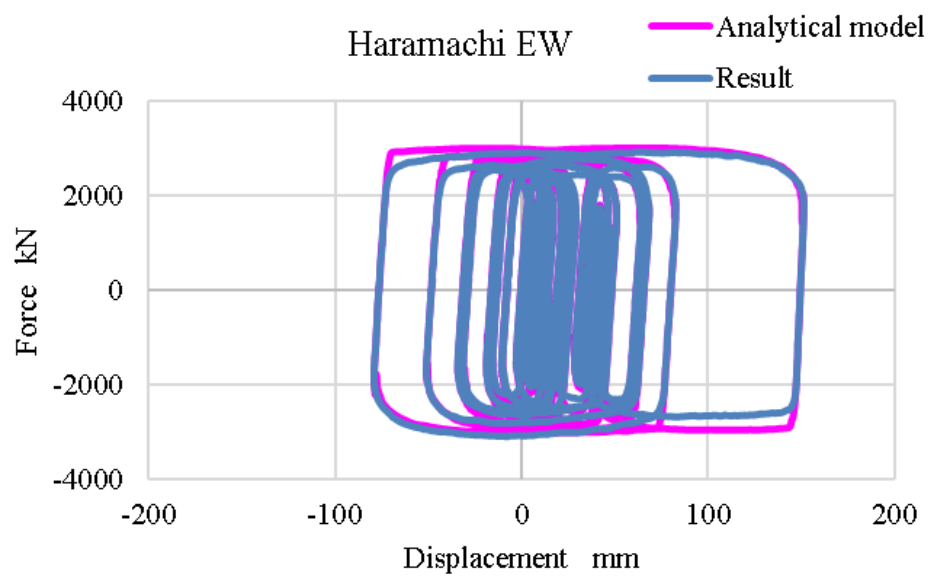


図 5・33. Haramachi EW 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

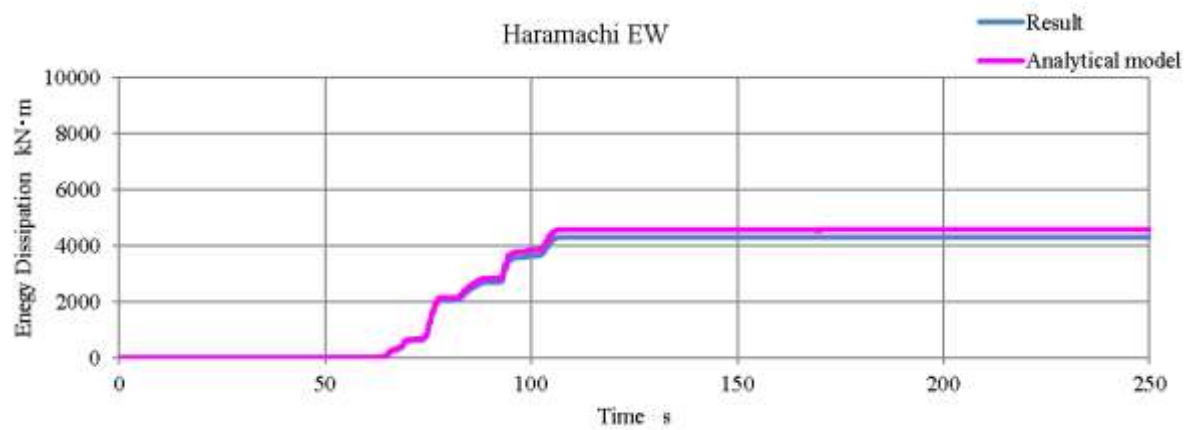


図 5・34. Haramachi EW 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

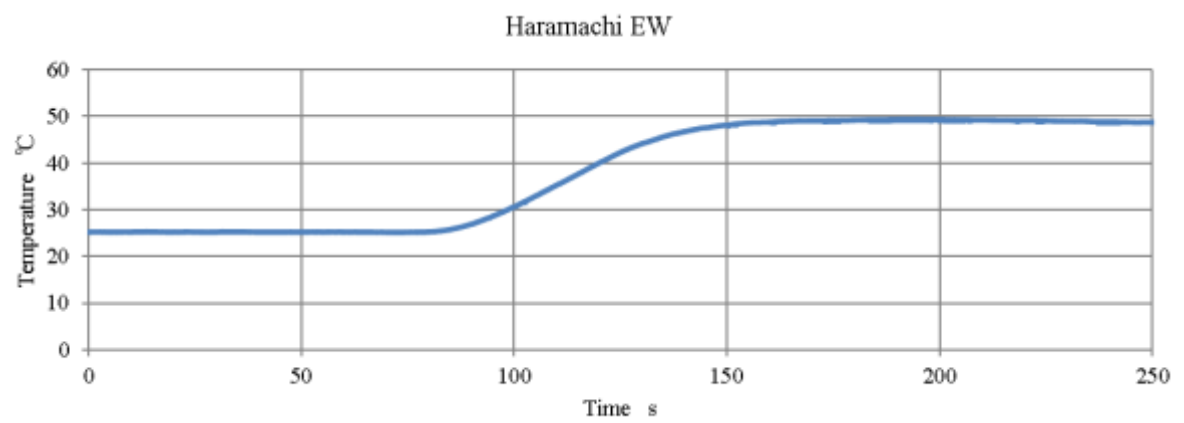


図 5・35. Haramachi EW 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

その 8 特性確認試験Ⅲの結果

特性確認試験Ⅲにおける抵抗力和変位の関係を，図 5・36 に示す．抵抗力と速度の関係を，図 5・37 に示す．両図には，特性試験Ⅱとの比較を示すが，その差異はほぼない．

以上よりダンパの抵抗力は，Haramachi NS 波，Haramachi EW 波を受けても，抵抗力の変化は僅かであると言える．

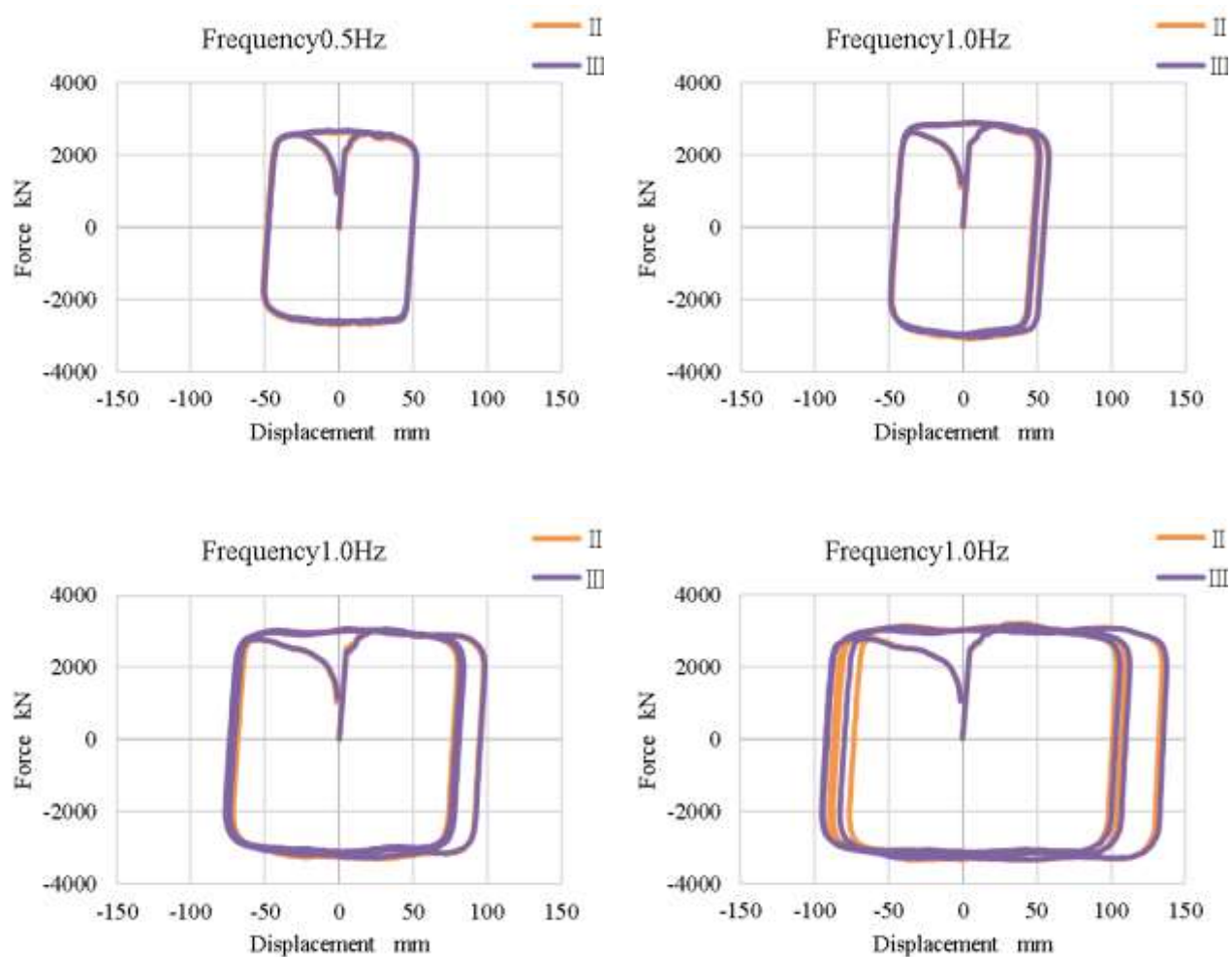


図 5・36. 特性確認試験Ⅲの抵抗力和変位の関係

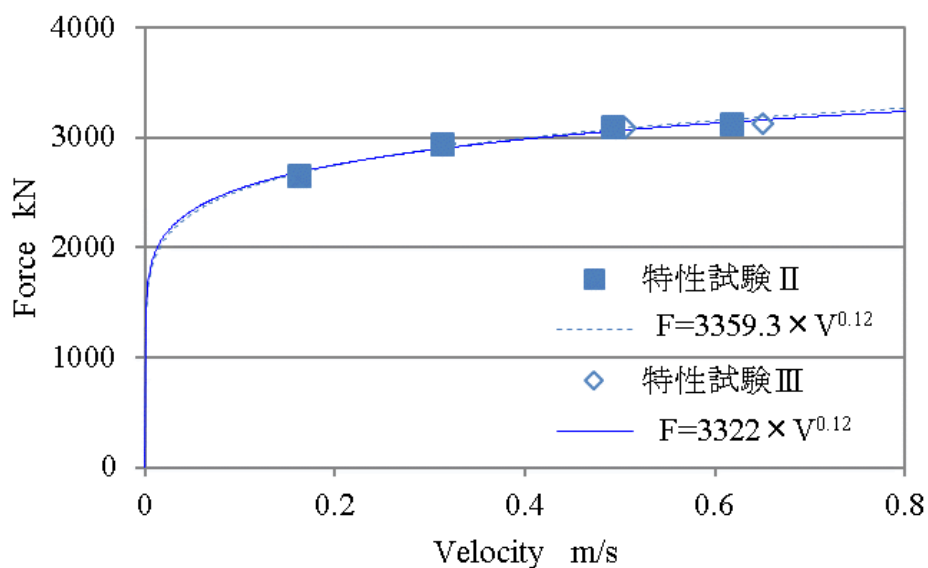


図 5・37. 特性確認試験Ⅲの抵抗力と速度の関係

その 9 Sannomaru EW 波変位応答波試験結果

Sannomaru EW 変位応答波の入力波と変位波形の比較を図 5・38 に示す。試験波形は、入力波とほぼ一致しており、全体的に傾向は再現できている。

また同試験での変位と抵抗力の関係を図 5・39 に示す。試験結果と解析モデルの結果は、ほぼ合致していた。

エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・40 に示す。僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったもの、差異は 9.2%程度であり、解析モデルの再現性は高い。

温度の時刻歴推移を図 5・41 に示す。温度は、試験中に最大温度を記録し、開始から約 235 秒後に 62.4℃を記録し、温度上昇は約 35.2℃であった。

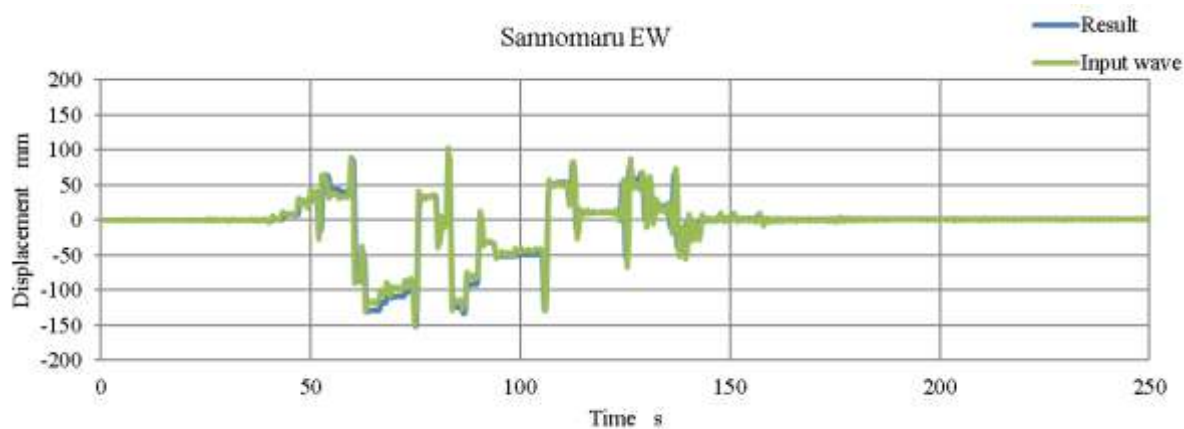


図 5・38. 入力波と試験波形の比較

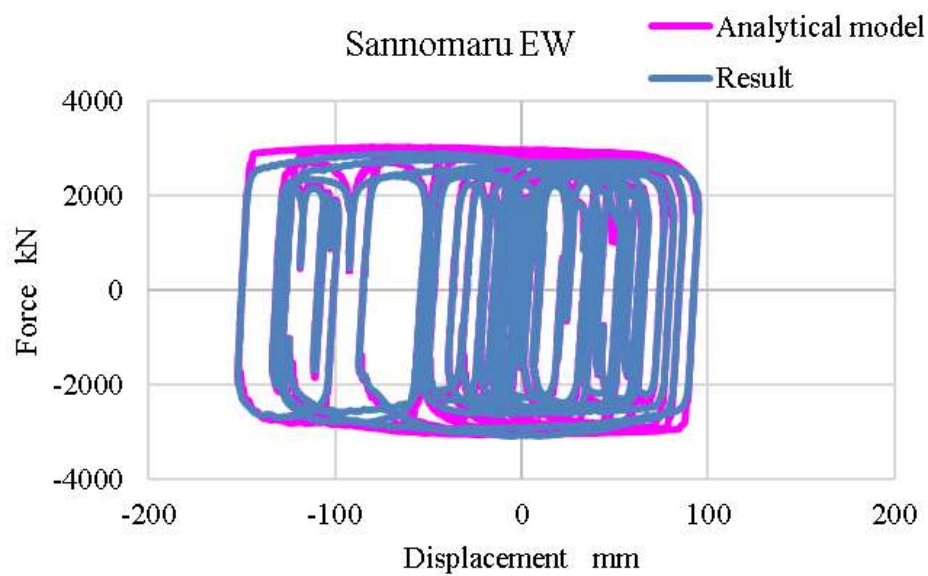


図 5・39. Sannomaru EW 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

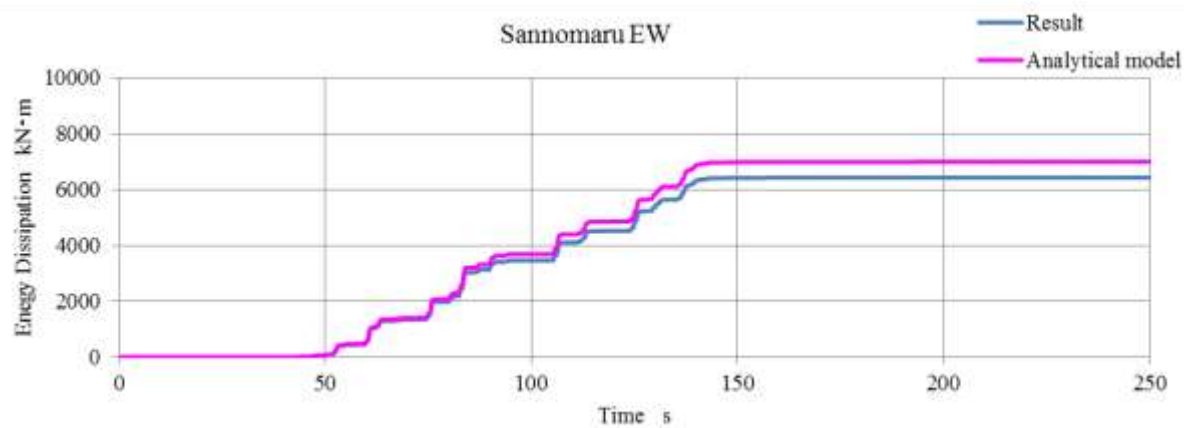


図 5・40. Sannomaru EW 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

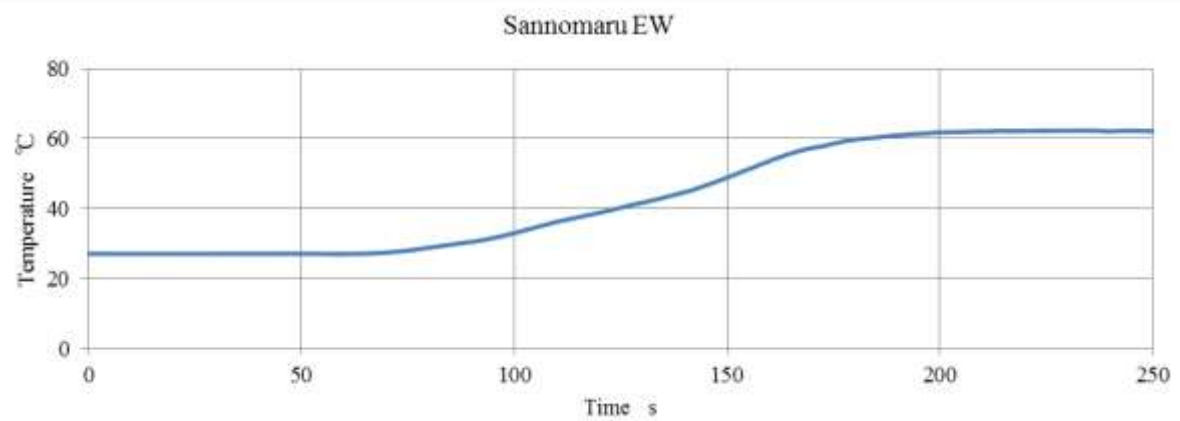


図 5・41. Sannomaru EW 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

その 10 特性確認試験Ⅳの結果

特性確認試験Ⅳにおける抵抗力和変位の関係を，図 5・42 に示す．抵抗力と速度の関係を，図 5・43 に示す．両図には，特性試験Ⅲとの比較を示すが，その差異は平均で約 -0.3% とはばかないものといえる．

以上よりダンパの抵抗力は，Sannomaru EW 波を受けても，抵抗力の変化は僅かと言える．

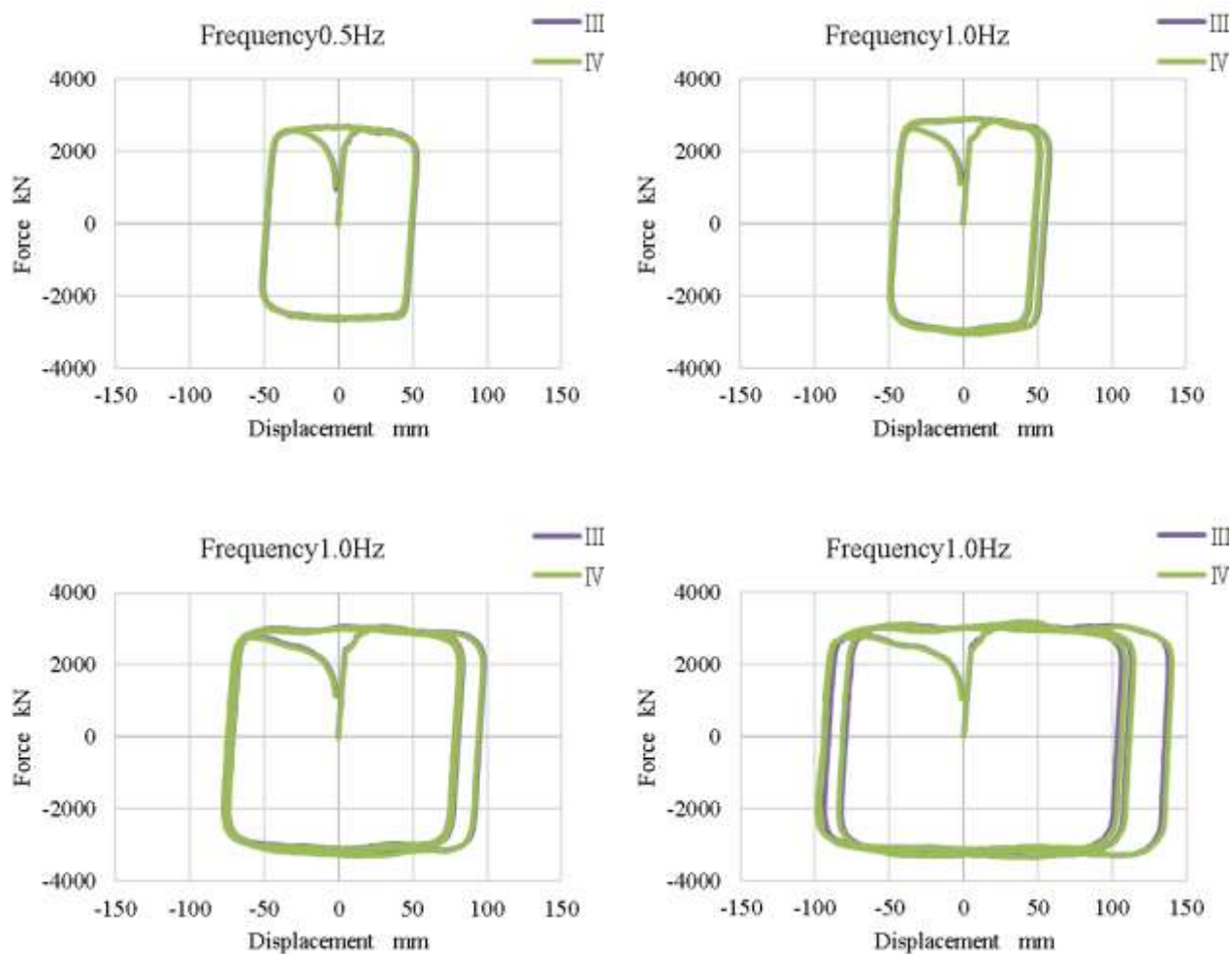


図 5・42. 特性確認試験Ⅳの抵抗力和変位の関係

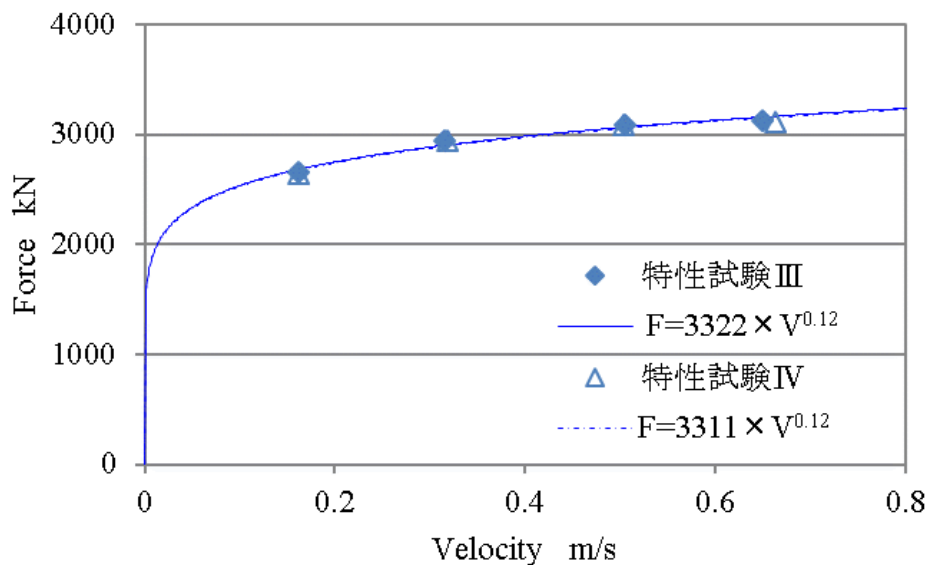


図 5・43. 特性確認試験Ⅳの抵抗力と速度の関係

その 11 SZ1 波変位応答波試験結果

SZ1 変位応答波の入力波と変位波形の比較を図 5・44 に示す。試験波形は、入力波とほぼ一致しており、全体的に傾向は再現できた。

同試験での変位と抵抗力の関係を図 5・45 に示す。試験結果と解析モデルの結果は、ほぼ合致していた。エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・46 示す。僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったものの、差異は 5.1%程度であり、解析モデルの再現性は高い。温度の時刻歴推移を図 5・47 に示す。温度は、試験中に最大温度を記録した。開始から約 634 秒後に 37.1℃を記録し、温度上昇は約 10.1℃であった。

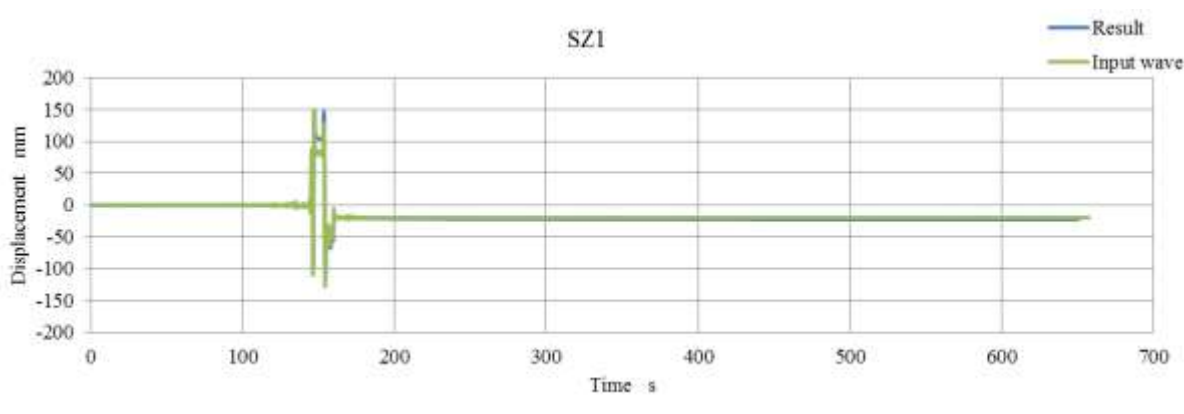


図 5・44. 入力波と試験波形の比較

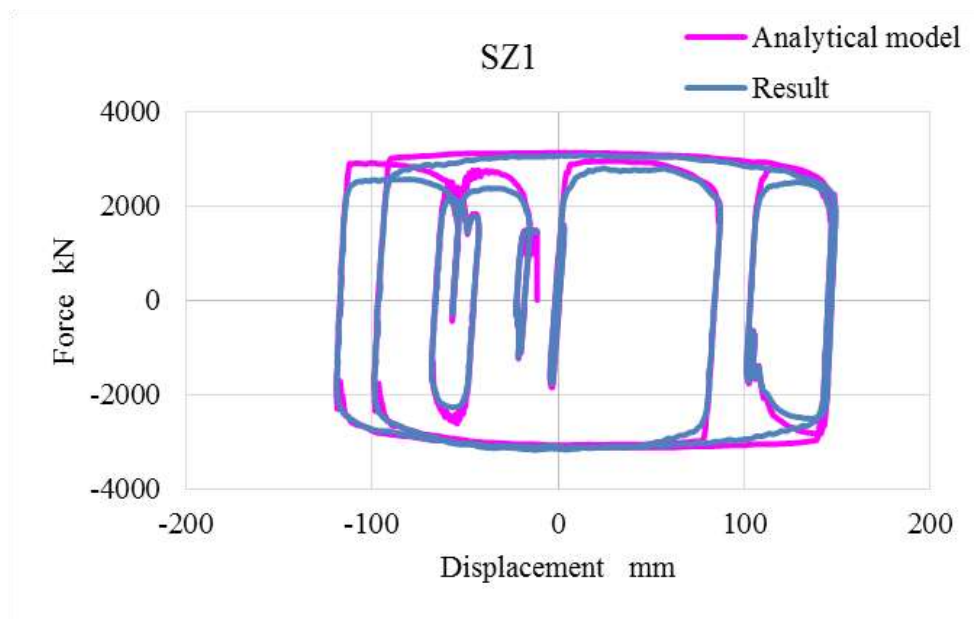


図 5・45. SZ1 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

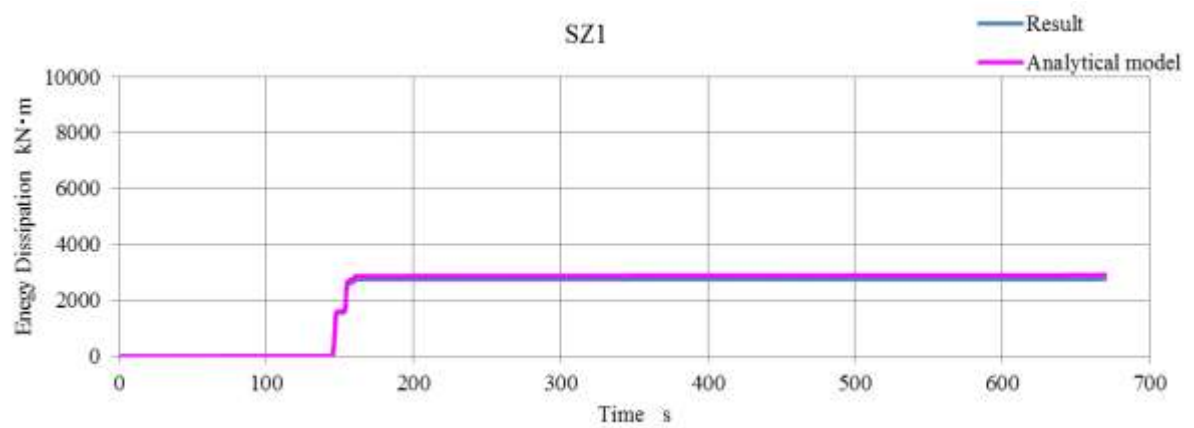


図 5・46. SZ1 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

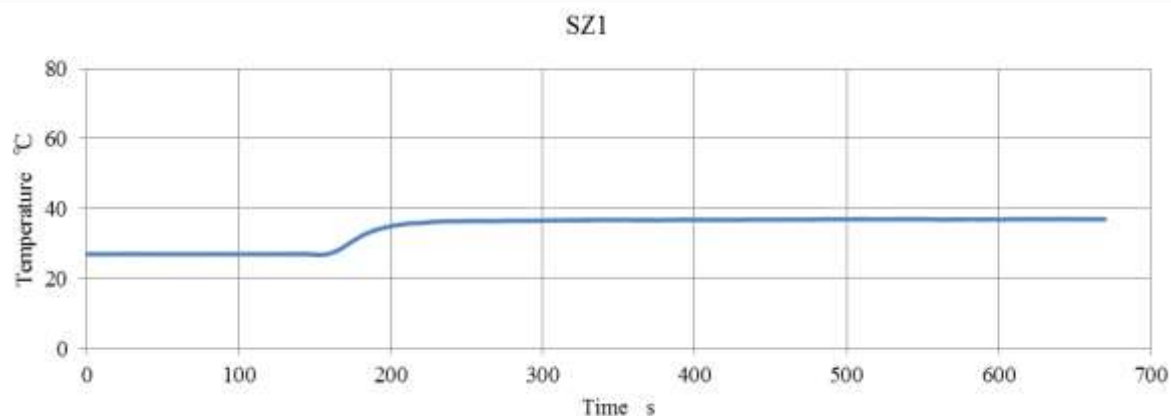


図 5・47. SZ1 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

その 12 CH1 波変位応答波試験結果

CH1 変位応答波の入力波と試験波形の比較を図 5・48 に示す。試験波形は、入力波とほぼ一致しており、全体的に傾向は再現できた。

同試験での変位と抵抗力の関係を図 5・49 に示す。試験結果と解析モデルの結果は、ほぼ合致していた。エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・50 に示す。僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったもの、差異は 7.0%程度であり、解析モデルの再現性は高い。温度の時刻歴推移を図 5・51 に示す。温度は、試験中に最大温度を記録し、開始から約 291 秒後に 46.2°C を記録し、温度上昇は約 19.6°C であった。

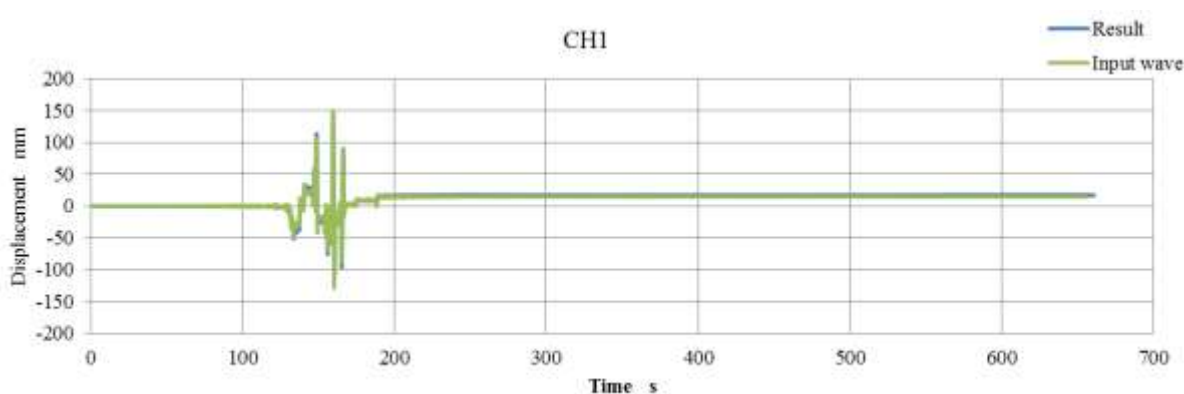


図 5・48. 入力波と試験波形の比較

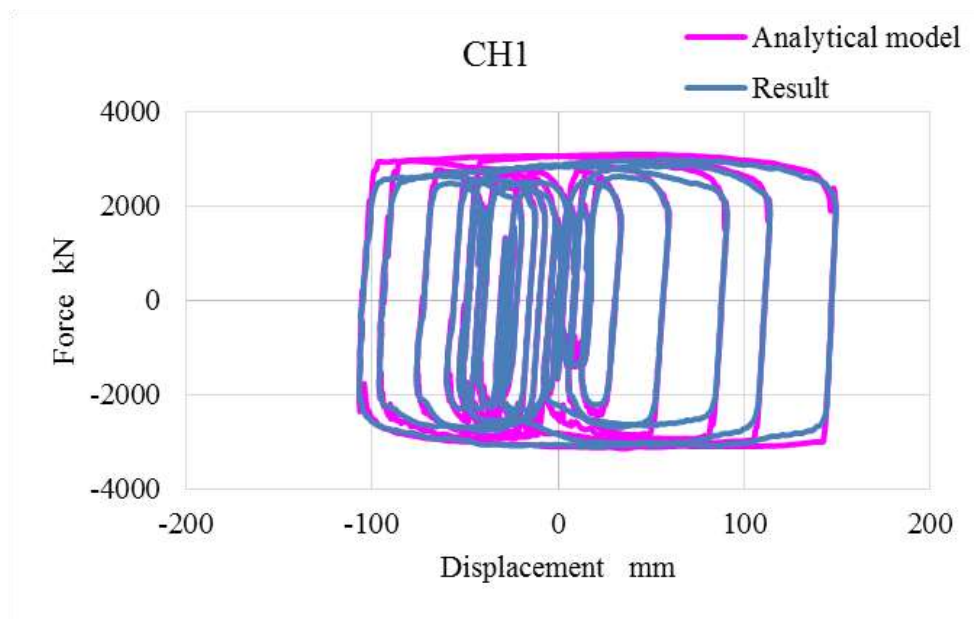


図 5・49. CH1 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

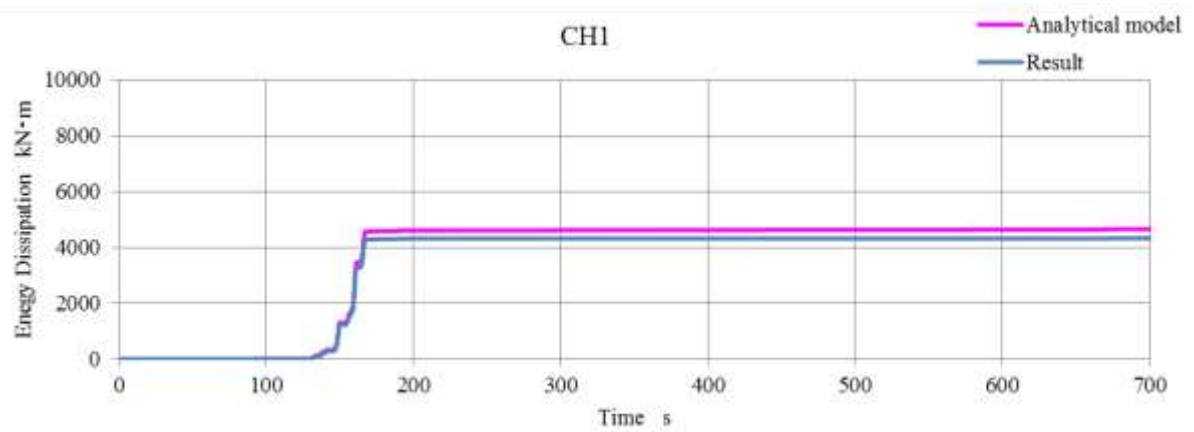


図 5・50. CH1 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

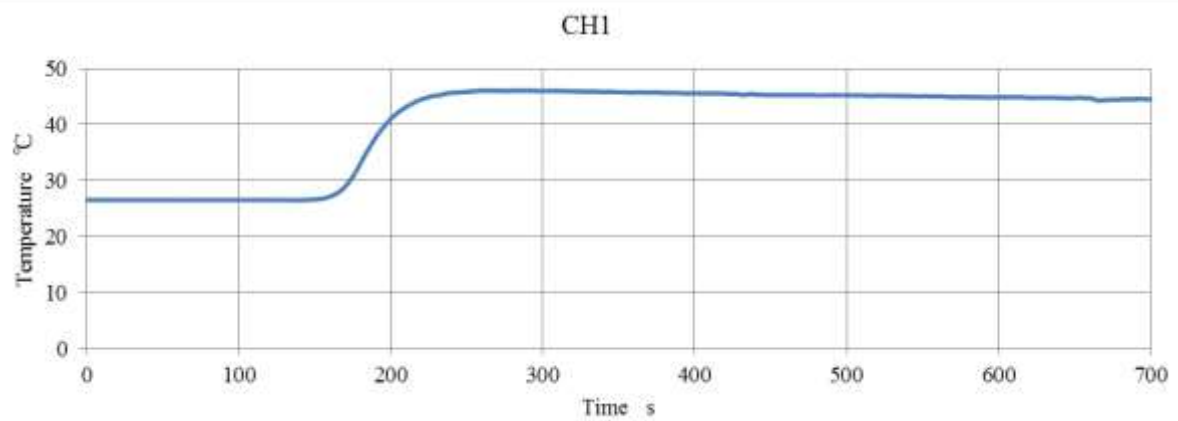


図 5・51. CH1 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推

その 13 特性確認試験Ⅴの結果

特性確認試験Ⅴにおける抵抗力と変位の関係を，図 5・52 に示す．抵抗力と速度の関係を，図 5・53 に示す．両図には，特性試験Ⅳとの比較を示すが，抵抗力の変化は平均で-0.1%とその差異はほぼない．

以上よりダンパの抵抗力は，SZ1 波及び CH1 波を受けても，抵抗力の変化は僅かと言える．

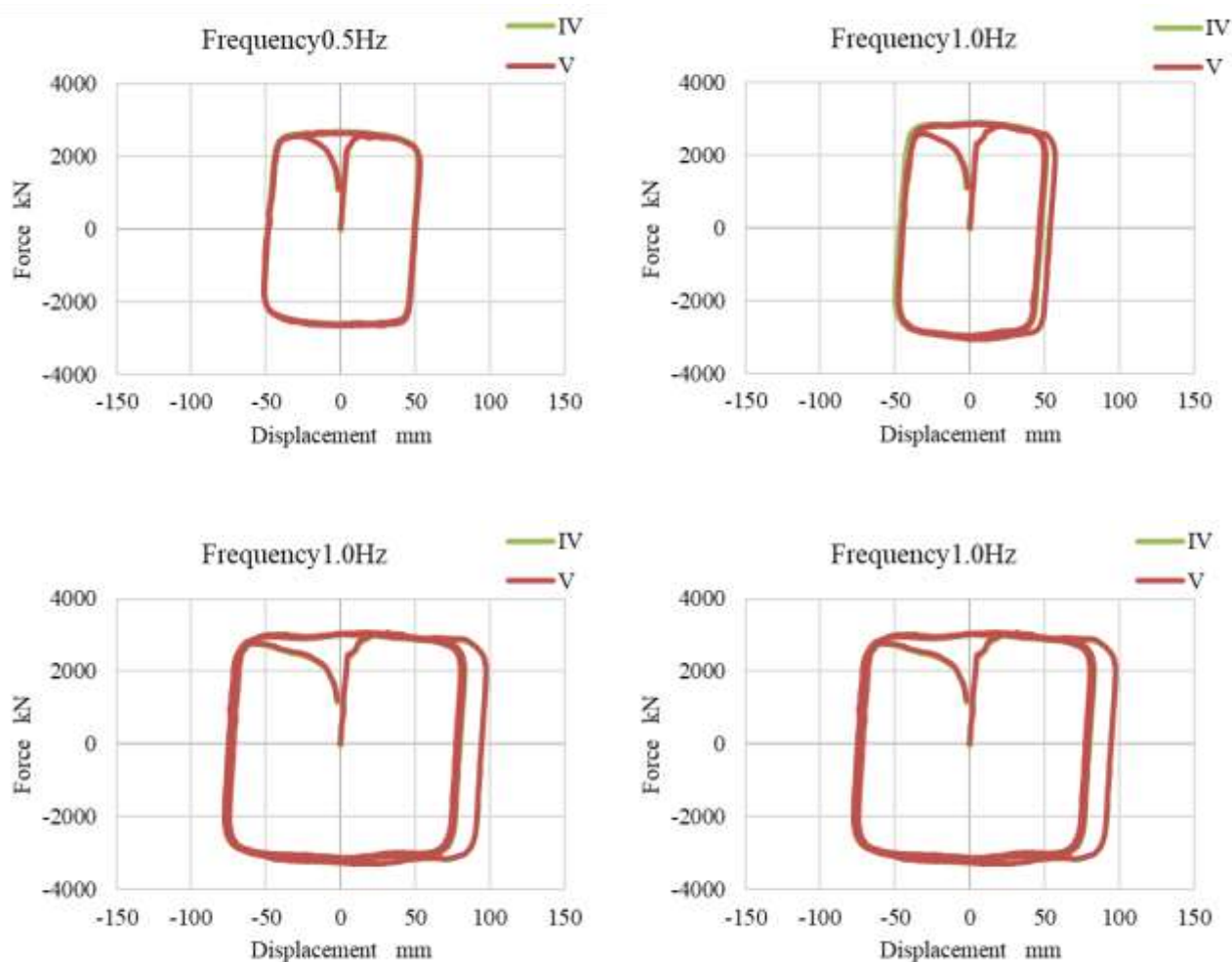


図 5・52. 特性確認試験Ⅴの抵抗力と変位の関係

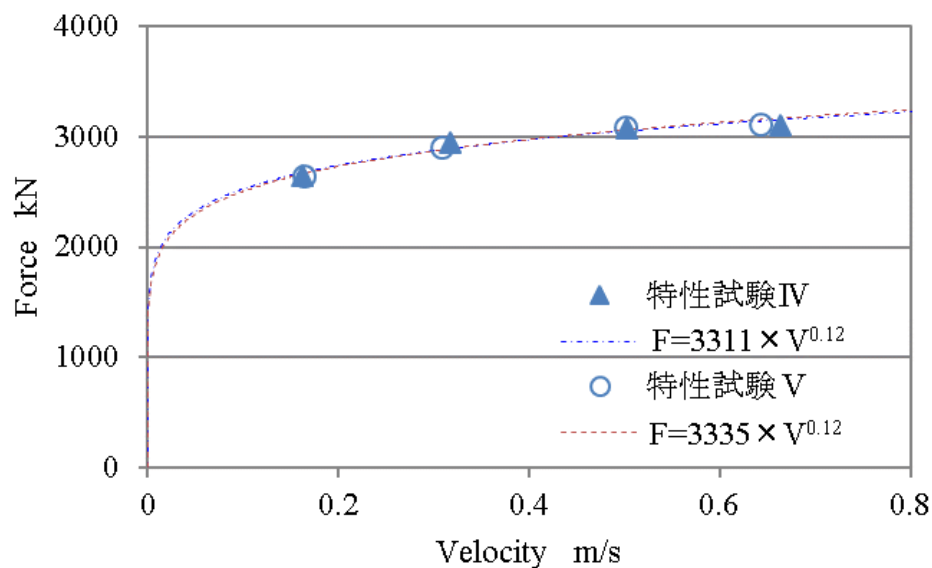


図 5・53. 特性試験Vの抵抗力和速度の関係

その 14 OS1 波変位応答波試験結果

OS1 波変位応答波の入力波と変位波形の比較を図 5・54 に示す。試験波形は、入力波とほぼ一致しており、全体的に傾向は再現できた。

同試験での変位と抵抗力の関係を図 5・55 に示す。試験結果と解析モデルの結果は、ほぼ合致していた。エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・56 に示す。僅かながらに解析モデルの結果の方が大きくなったもの、差異は 9.4%程度であり、解析モデルの再現性は高い。温度の時刻歴推移を図 5・57 に示す。温度は、試験中に最大温度を記録した。開始から約 260 秒後に 74.8℃を記録し、温度上昇は約 48.5℃であった。

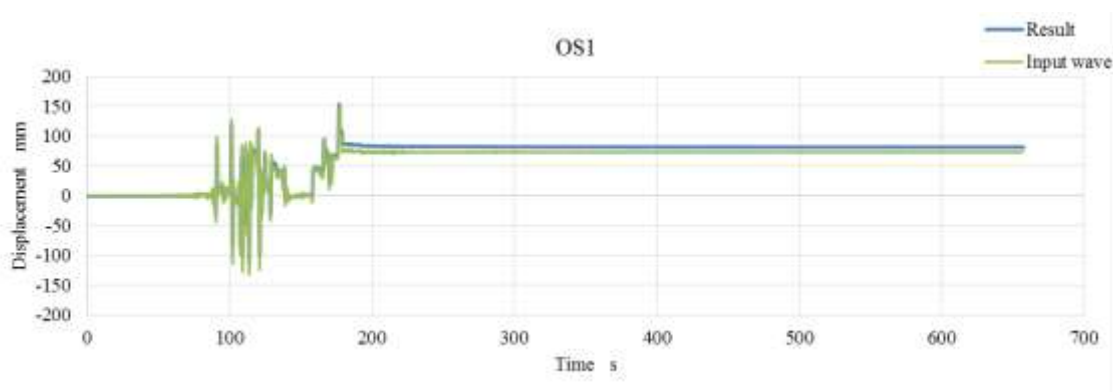


図 5・54. 入力波と試験波形の比較

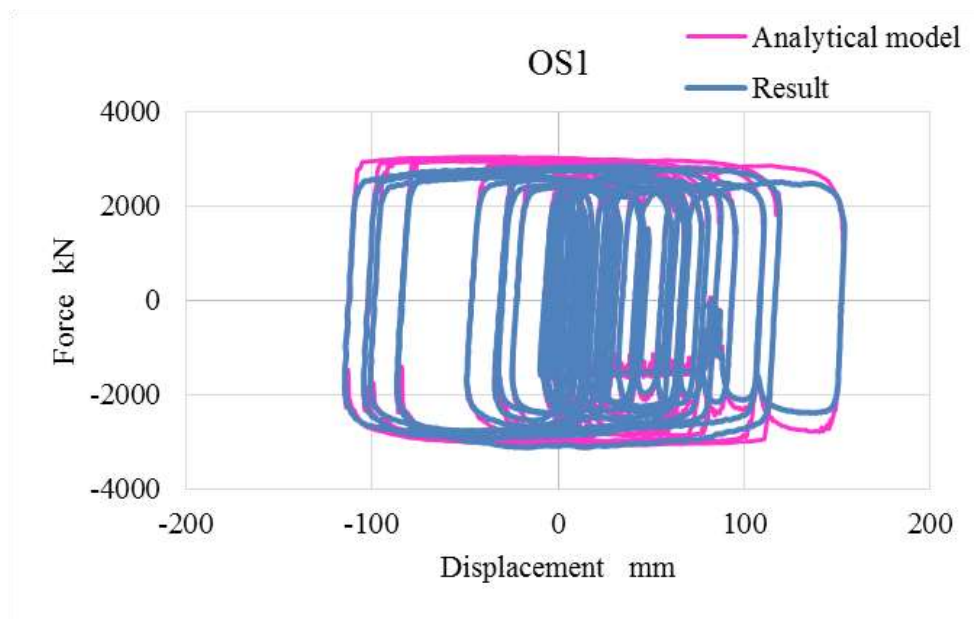


図 5・55. OS1 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

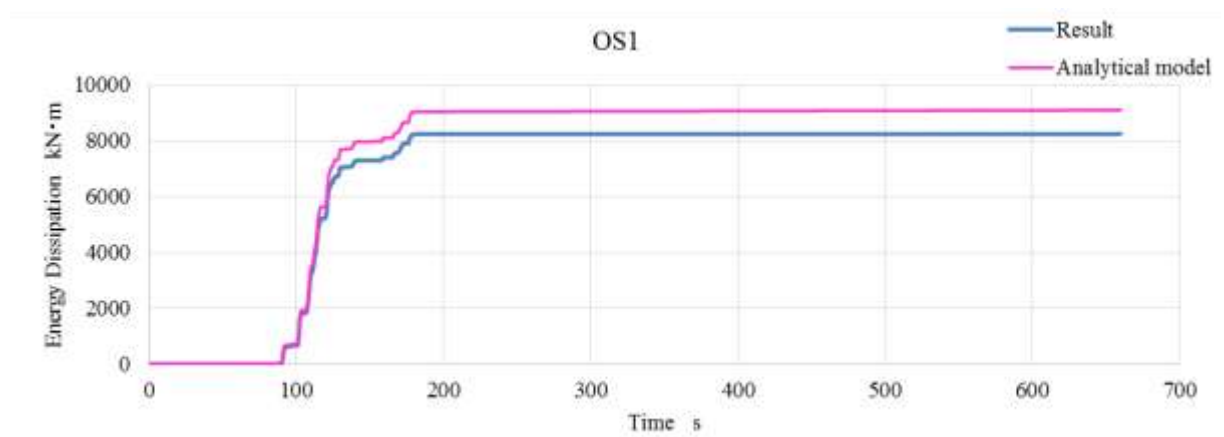


図 5・56. OS1 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

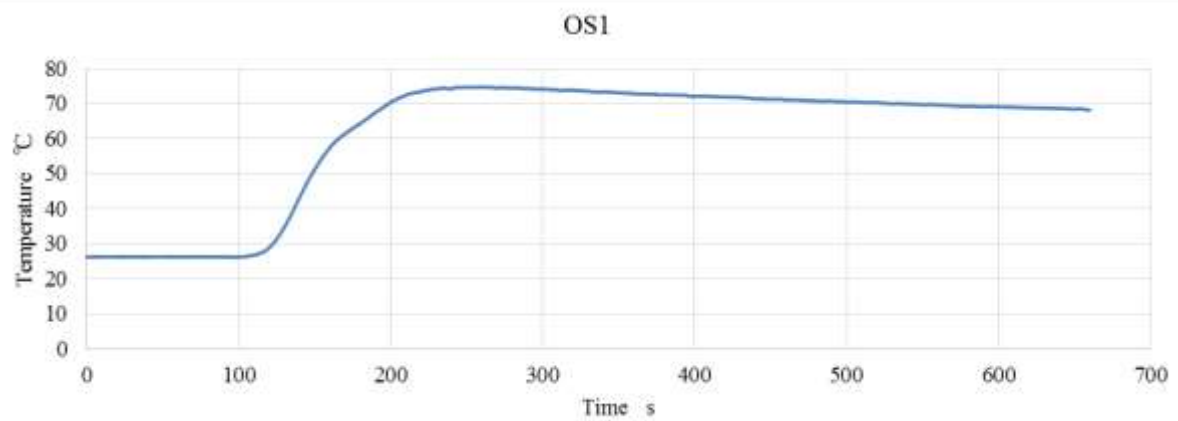


図 5・57. OS1 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

その 15 特性確認試験Ⅵの結果

OS1 変位応答波試験後の抵抗力和変位の関係を、図 5・58 に示す。また抵抗力と速度の関係を、図 5・59 に示す。前回と比較すると、抵抗力は平均で約 2.2%の低下が確認できた。抵抗力の低下量は、変位応答波加振後の特性試験において最大となり、抵抗力と速度の関係より得られた回帰式は $F=3222 \times V^{0.12}$ となった。しかしながら、低下量は小さく、ダンパの抵抗力は、OS1 波を受けても、抵抗力の変化は僅かと言える。

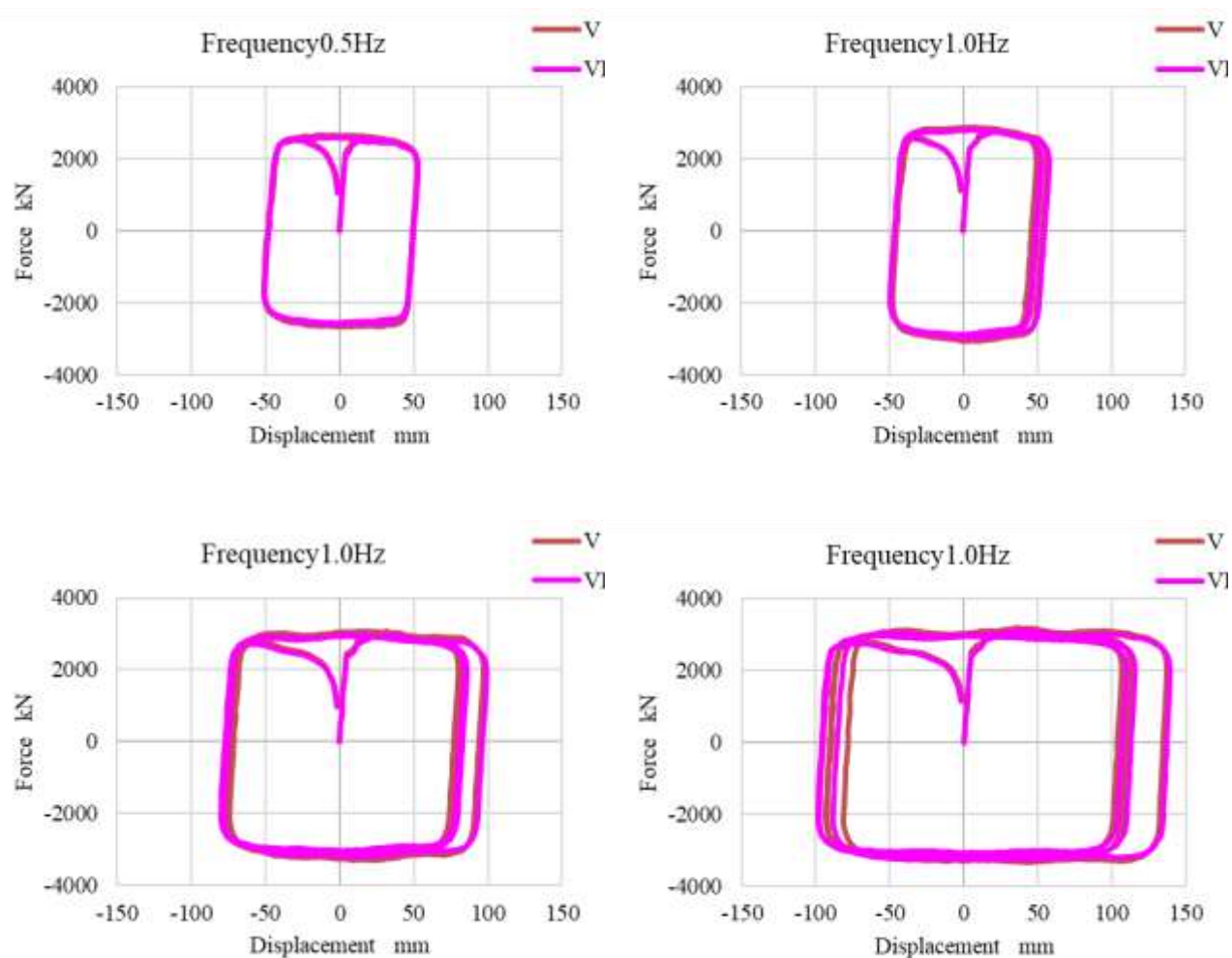


図 5・58. 特性試験Ⅵの抵抗力和変位の関係

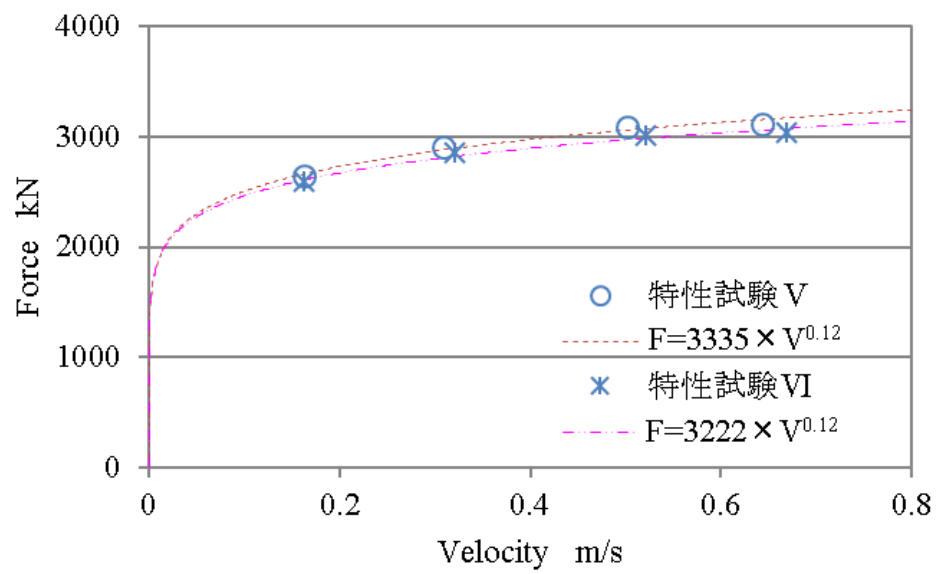


図 5・59. 特性試験VIの抵抗力と速度の関係

5・5. ボイラ構造物内部を想定した温度環境下におけるエネルギー吸収に対する耐久試験

5・5・1. 試験方法

試験は、0.6m/s で 300kN の抵抗力を発生するダンパを用いて実施した。試験概要図を図 5・60 に示す。試験体、試験機、の仕様及び計測項目は、3・6・1 項と同様とする。

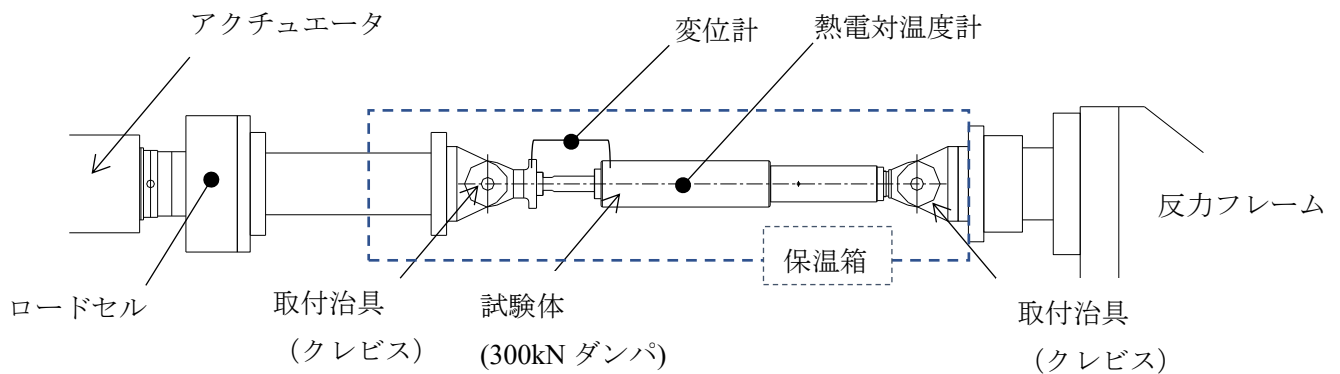


図 5・60. ボイラ構造物内部を想定した温度環境下でのエネルギー吸収に対する試験概要図

5・5・2. 試験条件

本試験では、ボイラ構造物の内部環境温度を想定した+60℃の雰囲気内前項同様の試験を実施する。

特性確認試験の条件を、表 5・8 に示す。入力は、正弦波とし、3cycle 加振した。評価は 2cycle 目の値を対象とする。抵抗力は、2cycle 目の変位を正負均等化するように補正したときの Y 軸切片を読み取り、その正負絶対値平均値を評価する。速度は、2cycle 目の変位と加振振動数から算出する。

変位応答波試験の条件を、表 5・9 に示す。本試験では、実際の観測波である Haramachi EW 波とエネルギー吸収の負荷の大きかった Sannomaru EW 波及び OS1 波の 3 条件について加振試験を行う。評価は、第一に加振中に抵抗力に顕著な異常がないことを確認する。その上で、3・6・3 項の試験結果より得られた 20℃及び 60℃の回帰式を Maxwell モデルに代入した解析モデルとの比較を行い、差異の確認をする。図 5・61 に温度依存性試験の 20℃と 60℃の試験結果及びその回帰式を示す。また、入力する変位応答波を図 5・62 に示す。

表 5・8. 特性確認試験条件

入力波	振動数 Hz	振幅 ± mm	速度 m/s	繰り返し cycle
正弦波	1.0	100	0.628	3

表 5・9. ボイラ内部環境下の変位応答波試験条件

入力波条件				ダンパ設定	応答波諸元		
No.	入力地震動	最大速度 基準化	加振時間 s	対 Taft EW 倍	最大振幅 mm	最大速度 m/s	撓動距離 m
1	Haramachi EW	—	249.99	1.3	150	0.41	3.51
2	Sannomaru EW	—	327.64	1.4	150	0.44	4.67
3	OS1	—	655.3	1.3	150	0.53	5.99

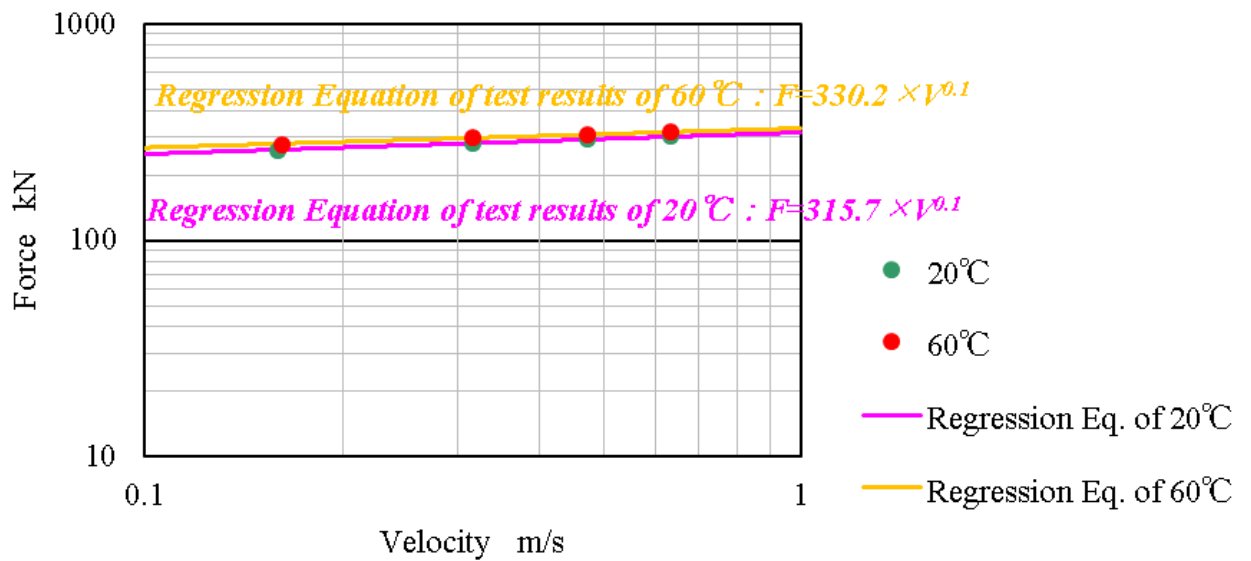


図 5・61. 温度依存性試験における 20℃及び 60℃の試験結果とその回帰式

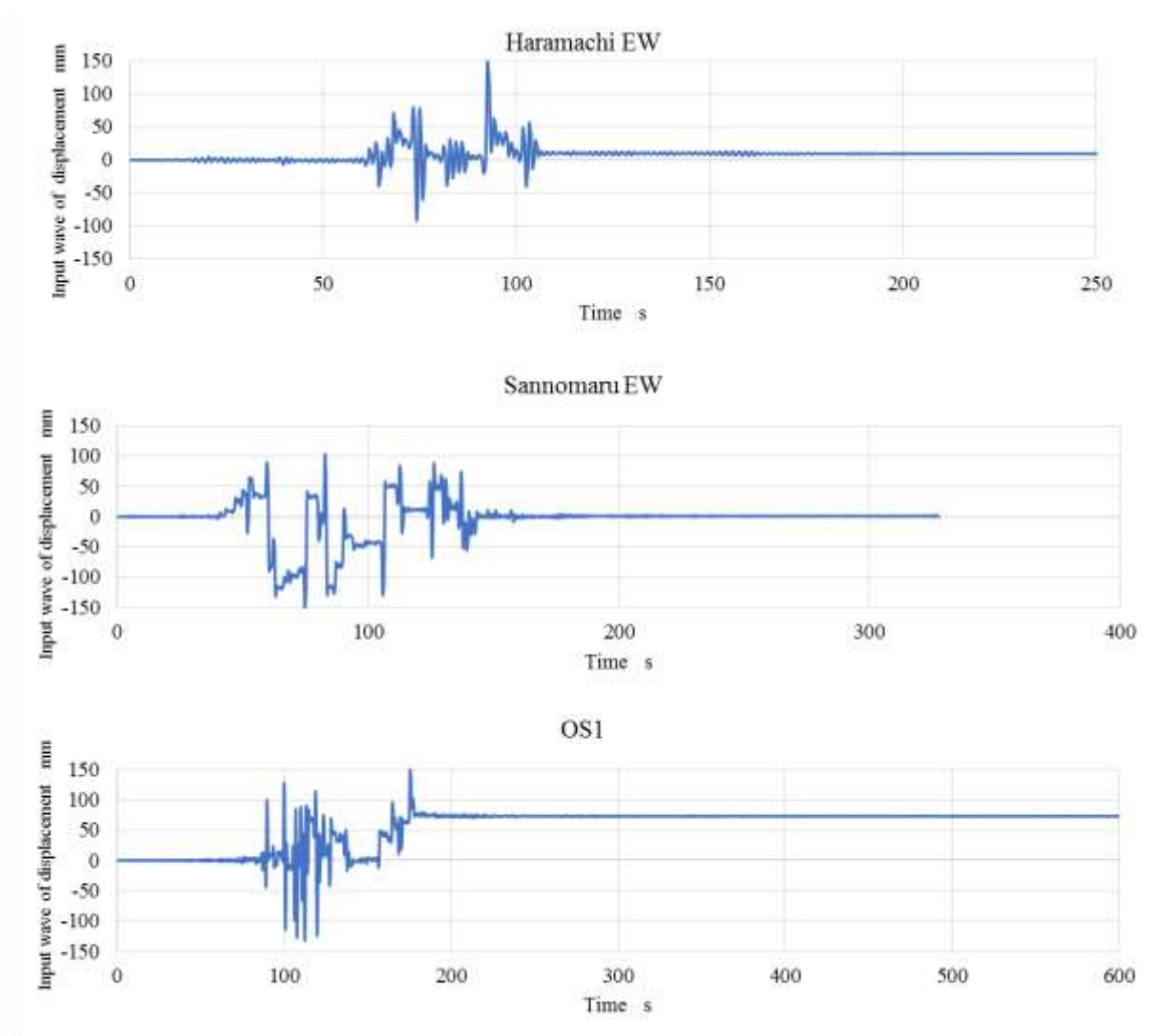


図 5・62. ボイラ構造物内部環境を想定した変位応答波試験の入力波

5・5・3. 試験結果

その1 Haramachi EW 波変位応答波試験結果

+60℃環境下において Haramachi EW 波を入力した時の、入力波と試験波形の比較を図 5・63 に示す。試験波形は、ほぼ再現できている。

変位と抵抗力の関係を図 5・64 に示す。入力波による加振が繰返し続いても、抵抗力は極端に増減することなく、常時安定していた。試験結果との解析モデルも同図に示す。20℃の解析モデルの結果は、60℃よりも乖離するが、抵抗力とエネルギー吸収を評価するうえでは安全側にあるといえる。エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・65 に示す。試験結果と 60℃の解析モデルの抵抗力は、約 4.0%の差であった。試験結果と 20℃の解析モデルの抵抗力は、約 7.9%であり、いずれの解析モデルでも試験結果を再現できていることが確認できる。また、温度の時刻歴推移を図 5・66 に示す。温度は最大で 83.4℃を記録し、温度上昇は 23.4℃となった。

変位応答波試験前後の特性確認試験の結果を、図 5・67 に示す。変位応答波試験では、最大温度が 83.4℃に達したが、試験前後の特性はほぼ変化がなかった。

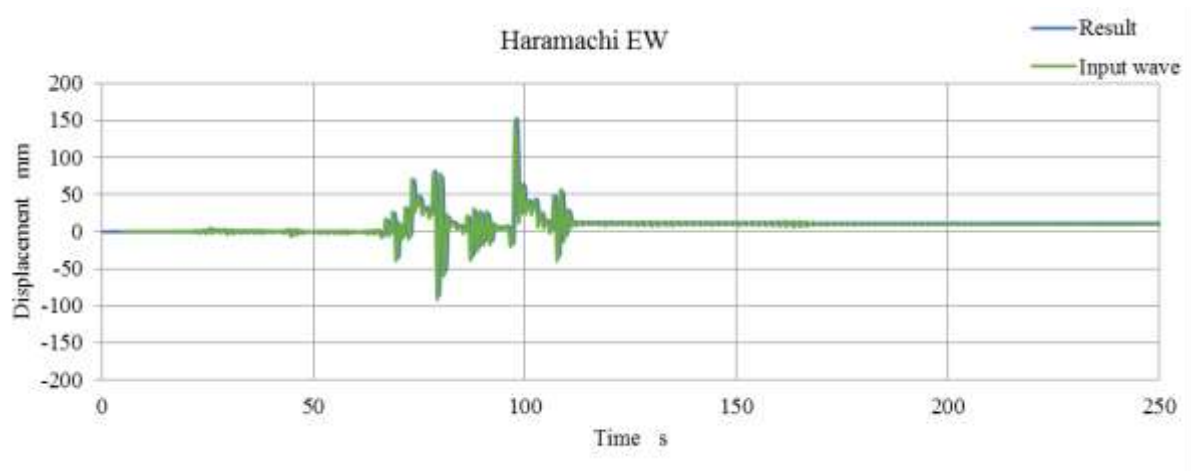


図 5・63. 入力波と試験波形の比較

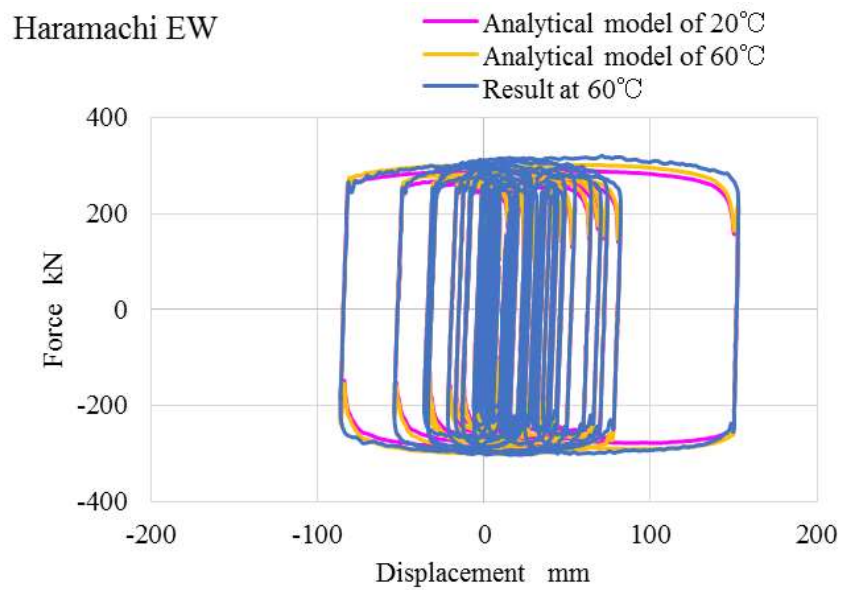


図 5・64. +60°C環境下における Haramachi EW 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

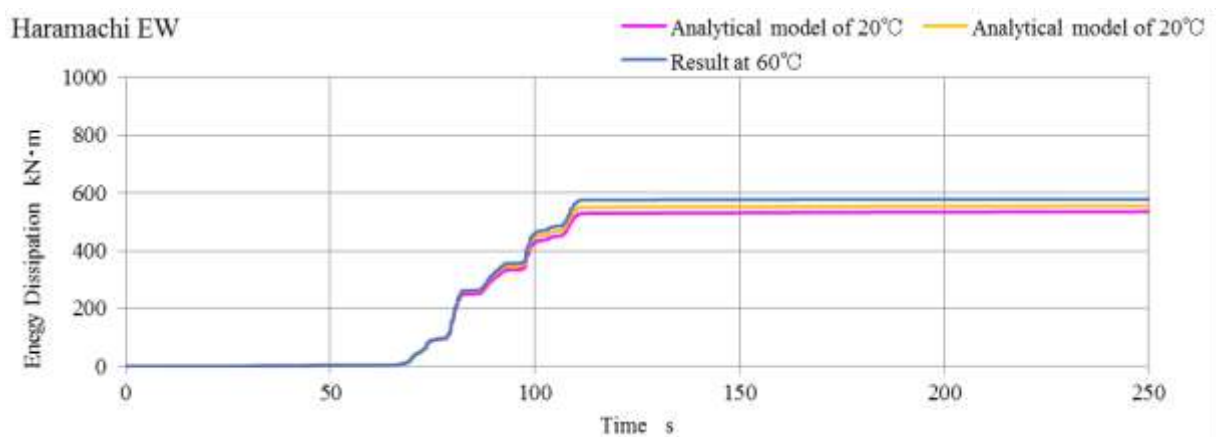


図 5・65. +60°C環境下における Haramachi EW 波変位応答波試験の
エネルギー吸収の時刻歴推移

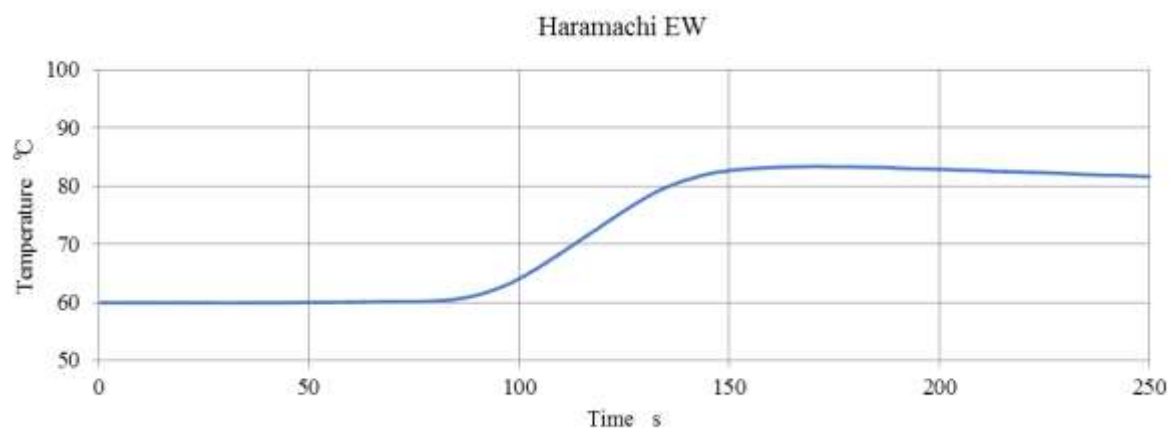


図 5・66. +60℃環境下における Haramachi EW 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

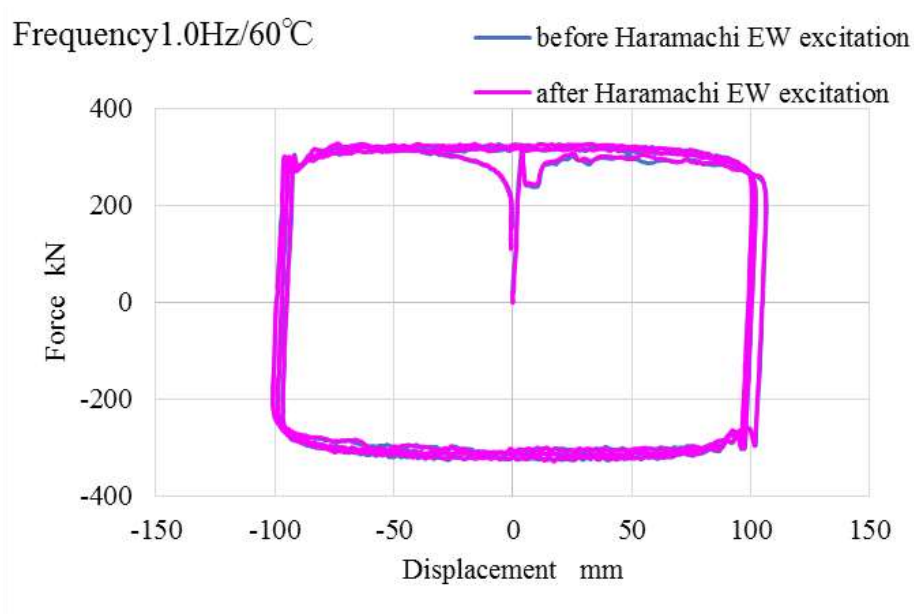


図 5・67. Haramachi EW 波変位応答波試験前後の特性確認試験における抵抗力和変位の関係

その2 Sannomaru EW 波変位応答波試験結果

+60℃環境下において Sannomaru EW 波を入力した時の、入力波と試験波形の比較を図 5・68 に示す。試験波形は、ほぼ再現できている。

変位と抵抗力の関係を図 5・69 に示す。入力波による加振が繰返し続いても、抵抗力は極端に増減することなく、常時安定していた。試験結果との解析モデルも同図に示す。20℃の解析モデルの結果は、60℃よりも乖離するが、抵抗力とエネルギー吸収を評価するうえでは安全側にあるといえる。エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・70 に示す。試験結果と 60℃の解析モデルの抵抗力は、約 1.4%の差であった。試験結果と 20℃の解析モデルの抵抗力は、約 7.9%であり、いずれの解析モデルでも試験結果を再現できていることが確認できる。また、温度の時刻歴推移を図 5・71 に示す。温度は最大で 89.6℃を記録し、温度上昇は 29.6℃となった。

変位応答波試験前後の特性確認試験の結果を、図 5・72 に示す。変位応答波試験では、最大温度が 89.6℃に達したが、試験前後の特性はほぼ変化がなかった。

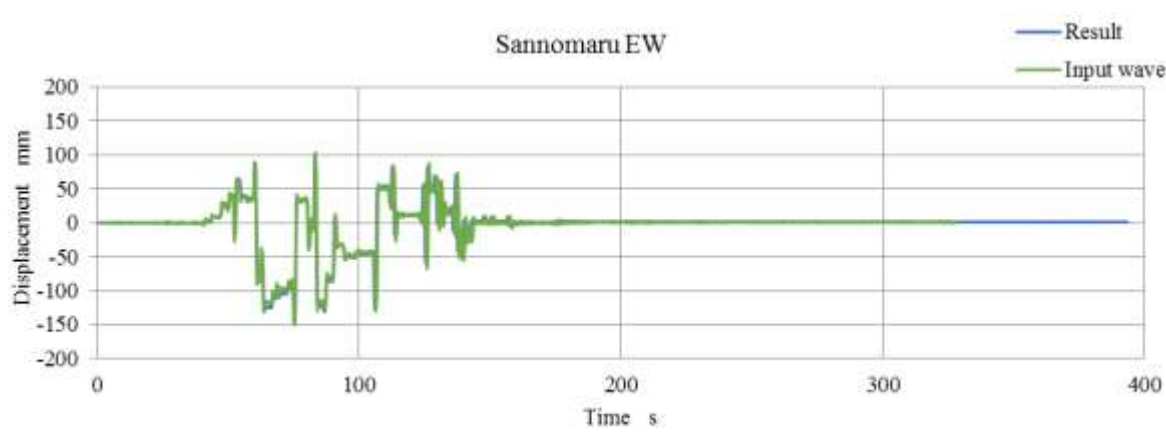


図 5・68. 入力波と試験波形の比較

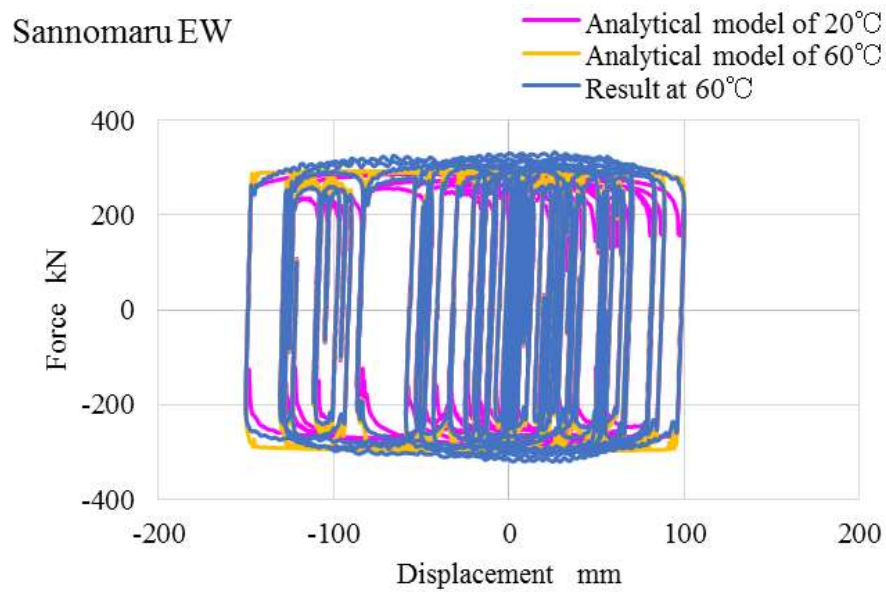


図 5・69. +60℃環境下における Sannomaru EW 波変位応答波試験の抵抗力和変位の関係

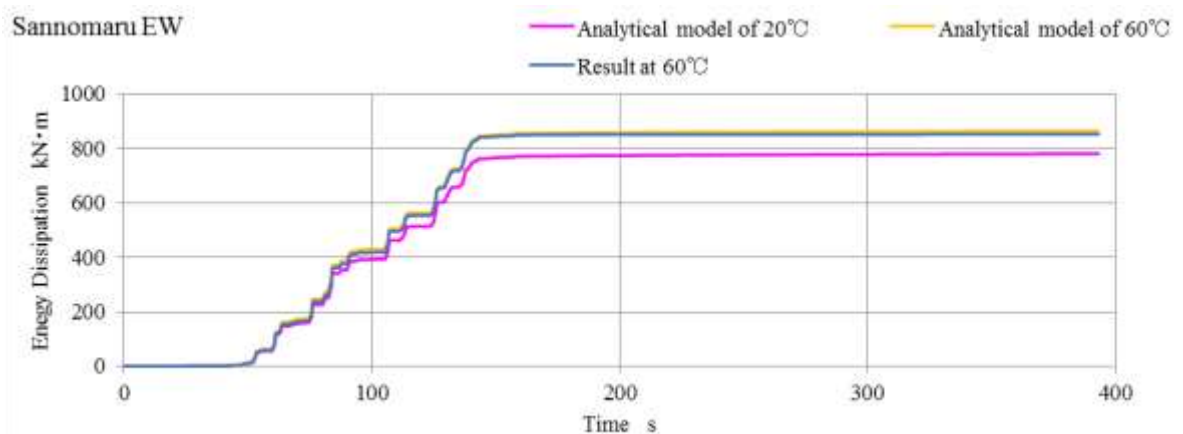


図 5・70. +60℃環境下における Sannomaru EW 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

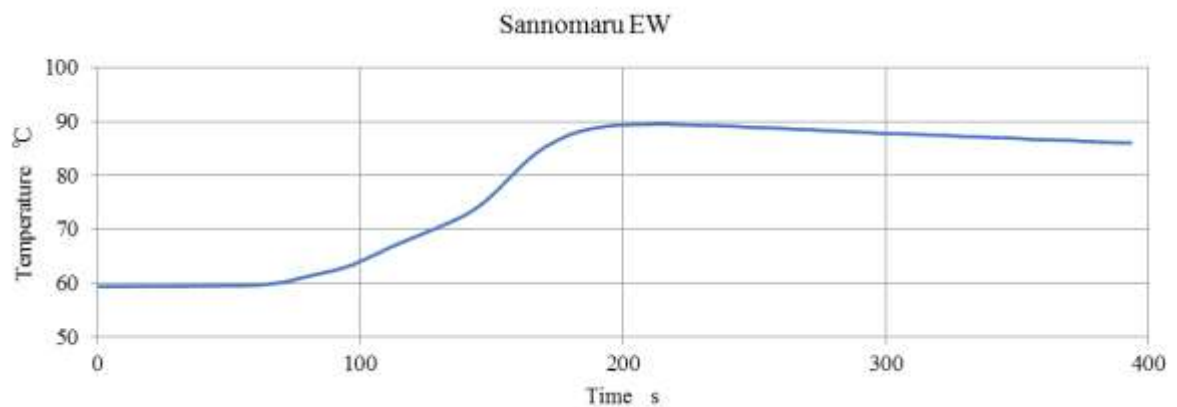


図 5・71. +60℃環境下における Sannomaru EW 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

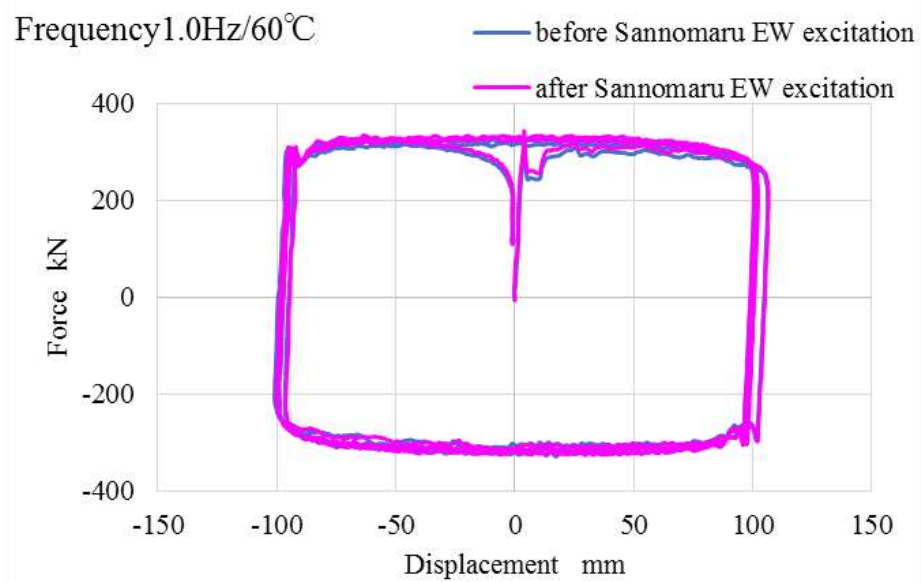


図 5・72. Sannomaru EW 波変位応答波試験前後の特性確認試験における抵抗力と変位の関係

その3 OS1 波変位応答波試験結果

+60℃環境下において OS1 波を入力した時の、入力波と試験波形の比較を図 5・73 に示す。試験波形は、ほぼ再現できている。

変位と抵抗力の関係を図 5・74 に示す。入力波による加振が繰返し続いても、抵抗力は極端に増減することなく、常時安定していた。試験結果との解析モデルも同図に示す。20℃の解析モデルの結果は、60℃よりもやや乖離が大きい結果となった。エネルギー吸収の時刻歴推移を図 5・75 に示す。試験結果と 60℃の解析モデルの抵抗力は、約 0.3% の差と乖離はなかったが、試験結果と 20℃の解析モデルの抵抗力は、約 11.4%であった。20℃の解析モデルの結果は乖離がやや大きいですが、それでも 10%程度であり解析における精度は十分に果たせる。また 20℃の解析モデルは、試験結果のほうが抵抗力もエネルギー吸収も増加側にあり、評価としては安全側にある。従って解析モデルは、両方使用できる範囲にある。

また、温度の時刻歴推移を図 5・76 に示す。温度は最大で 90.3℃を記録し、温度上昇は 30.3℃となった。

変位応答波試験前後の特性確認試験の結果を、図 5・77 に示す。変位応答波試験では、最大温度が 90.3℃に達したが、試験前後の特性はほぼ変化がなかった。

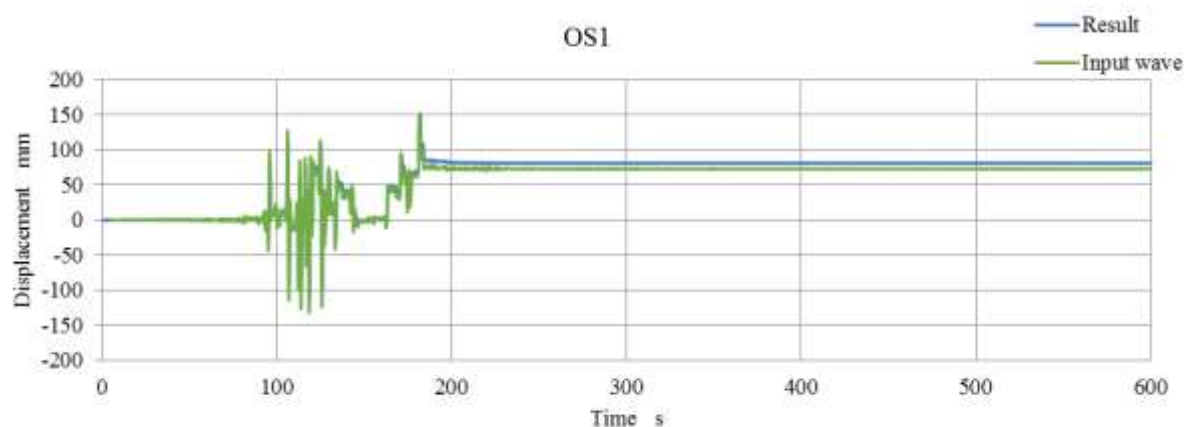


図 5・73. 入力波と試験波形の比較

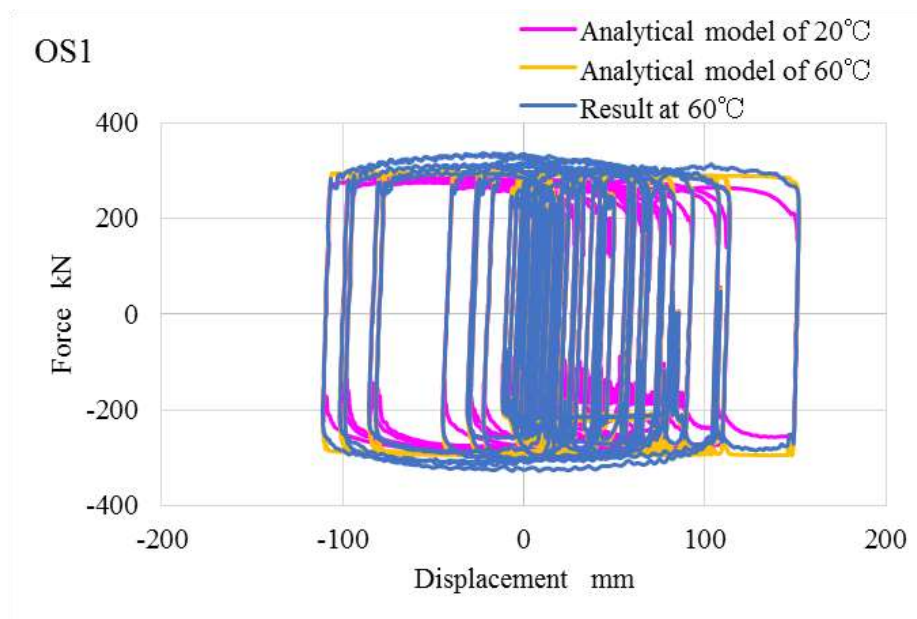


図 5・74. +60℃環境下における OS1 波変位応答波試験の抵抗力と変位の関係

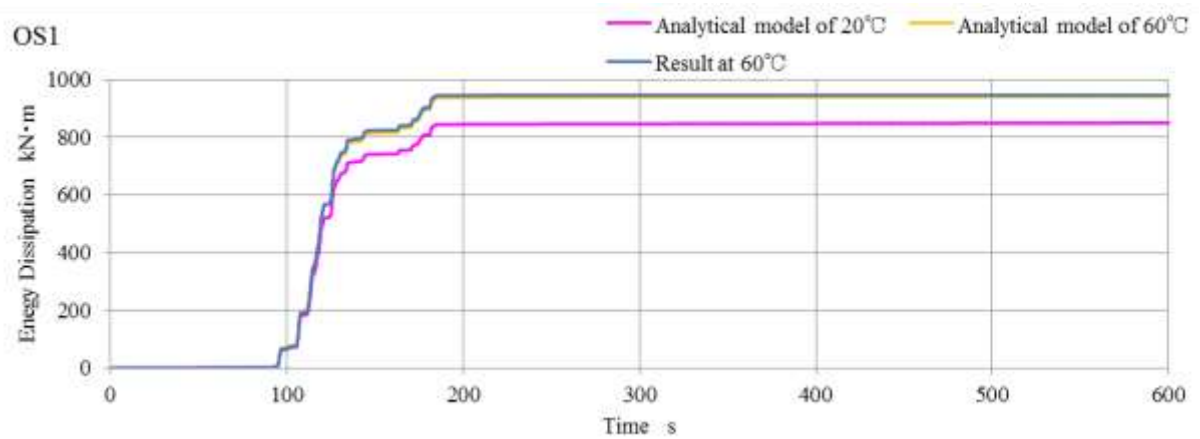


図 5・75. +60℃環境下における OS1 波変位応答波試験のエネルギー吸収の時刻歴推移

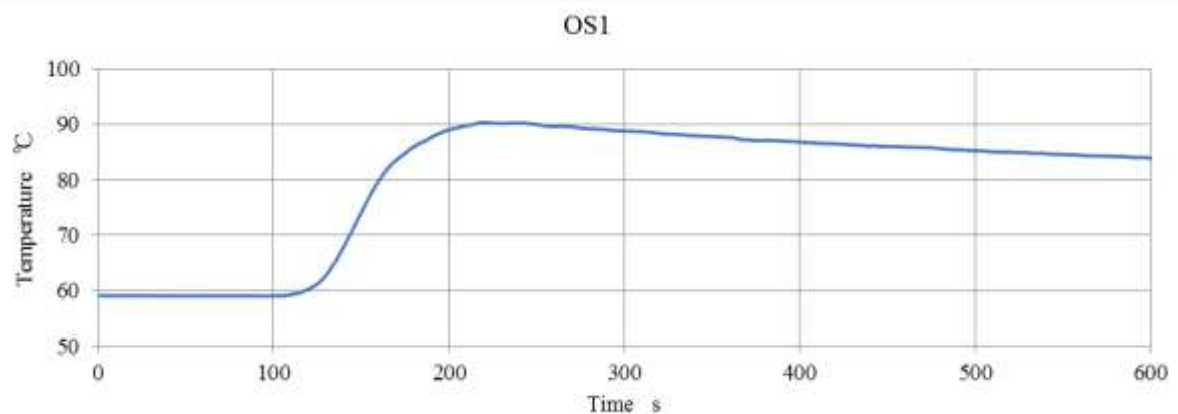


図 5・76. +60℃環境下における OS1 波変位応答波試験の温度上昇の時刻歴推移

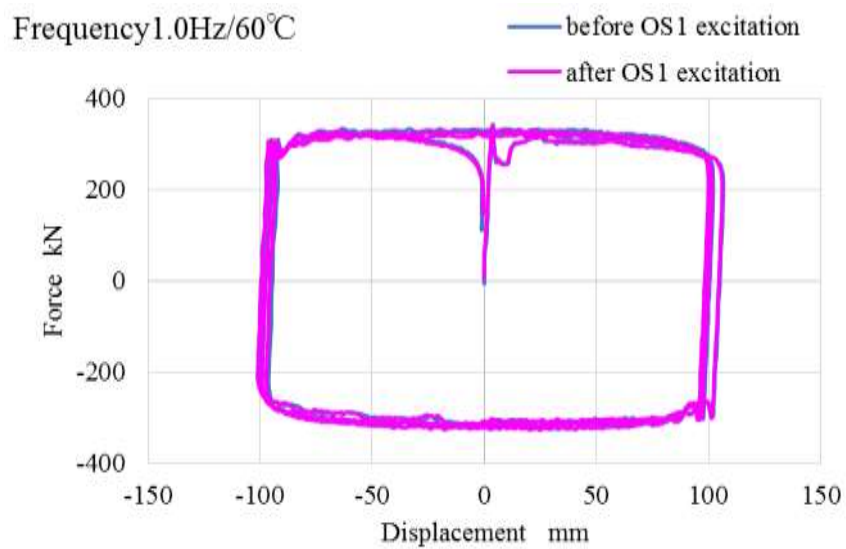


図 5・77. OS1 波変位応答波試験前後の特性確認試験における抵抗力和変位の関係

5・6. 開発したダンパの耐久性能の簡易評価

開発したダンパは、前節までの試験結果に示すように東北地方太平洋沖地震の観測波や南海トラフ沿いの巨大地震を想定した設計用長周期地震動を受けている間にも、抵抗力がほぼ変化しない優れた性能を示した。そこで、本試験結果を更に活用するために、ダンパの定格抵抗力、ダンパの寸法及び地震波に依らず耐久性を評価する手法を提案する。

提案する手法は、一回の地震でダンパが吸収するエネルギーが、これまでに実験でダンパの健全な動作が確認されたエネルギー以下になっているかを確認するものである。ここで、ダンパの定格抵抗力やダンパの寸法に依存しない評価にするため、ダンパが吸収したエネルギーをダンパ内部の粘性流体体積で除した単位体積当たりのエネルギー吸収量を評価に用いた。

また、ダンパの抵抗力は応答速度により変化するため、実験でダンパの健全な動作が確認されたエネルギーの応答速度に着目して整理した。なお、図 5・78 の Sannomaru EW 波の結果のように、ダンパの稼働時間は地震継続時間の一部である。そこで、応答速度はダンパがエネルギー吸収をした Δt 間におけるダンパの速度の RMS 値（以降：平均速度と呼称）で評価する。また、図 5・79 の Haramachi NS 波の結果のように、 Δt 間に非常に長い静止時がある場合は、 Δt 間だけでなく稼働時を分割して評価する。例えば、図 5・79 の Haramachi NS 波では Δt 間に約 30 秒の長い静止時があるため、 Δt_1 間と Δt_2 間に分割して評価した。

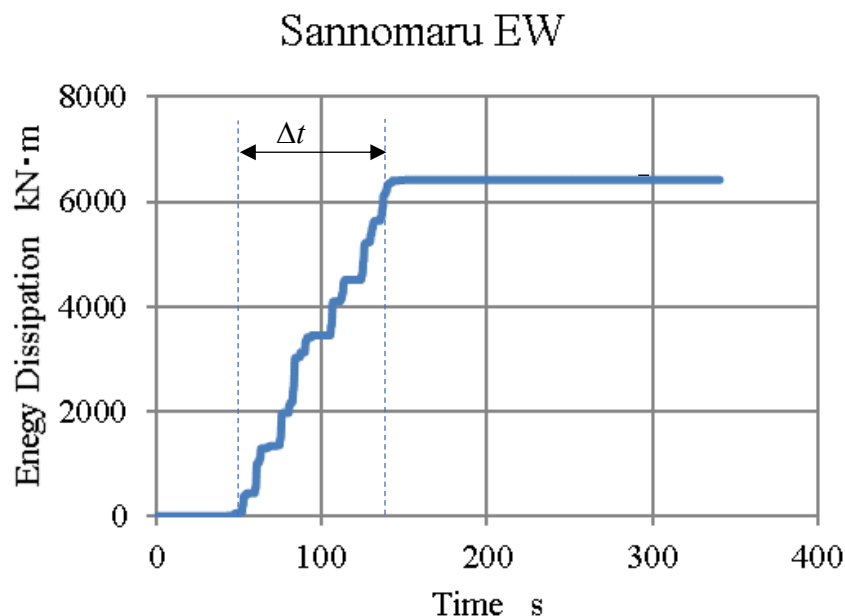


図 5・78. Sannomaru EW 波のエネルギー吸収の時刻歴推移

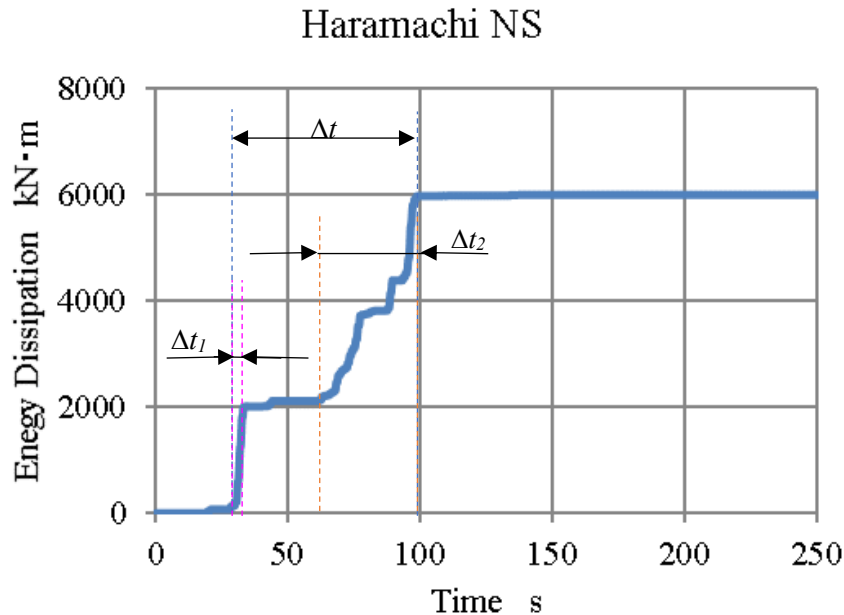


図 5・79. Haramachi NS 波のエネルギー吸収の時刻歴推移

単位体積当たりのエネルギー吸収量と Δt 間の平均速度の関係を図 5・80 に示す。本図は、前節までの耐久試験結果の抵抗力と変位の関係及びエネルギー吸収の時刻歴推移を整理したものである。同図の凡例の Haramachi NS Sep.1 は図 5・79 の Δt_1 間の値を示し、Sep.2 は Δt_2 間の値を示す。また、(300)は、定格抵抗力が 300kN のダンパの結果を示す。同図に、各平均速度において単位体積当たりのエネルギー吸収量が最大となるプロットを結んだ点線を示す。同線の内側にあれば、ダンパの負荷が実験で確認した範囲にあることを示す。例えば、試験を実施していない寸法のダンパや地震波に対して、地震応答解析を実施し、ダンパが吸収したエネルギーが同線の内側にあれば、ダンパは健全に動作するといえる。

図 5・80 は、構造物設計において下記に示すように適用できる。

- (1) 構造物の地震動応答解析を行い、ダンパのエネルギー吸収、速度を算出する。
- (2) (1)から図 17 に示すエネルギー吸収の時刻歴推移を得て、エネルギー吸収している時間帯 Δt を決定する。
- (3) Δt 間のエネルギー吸収をダンパ内部の粘性流体の体積で除し、単位体積当たりのエネルギー吸収量に換算する。また、 Δt 間におけるダンパの平均速度を算出する。
- (4) (3)の結果を図 5・79 にプロットする。結果が点線の内側にあれば、前節までの試験結果同等以下と判断でき、検討した入力地震動では、連続加振の前後でも、連続加振中も抵抗力低下がほぼない評価となる。(3)の結果が図 5・80 の点線の外側になった場合は、実験でダンパの健全性が確認されていない評価となる。この場合、エネルギー

吸収を分散させるためにダンパ本数を増加するか、若しくは実験を実施して抵抗力の低下が発生しないことを確認する必要がある。

以上の手法により、ダンパの定格抵抗力及びダンパの寸法に依存しない評価ができる。また、単位体積当たりのエネルギー吸収量とエネルギー吸収した時間におけるダンパの平均速度の関係をまとめた図 5・80 は、既往の実験結果の範囲を示すことができる。また、同図はダンパ耐久性評価の指標にすることができる。

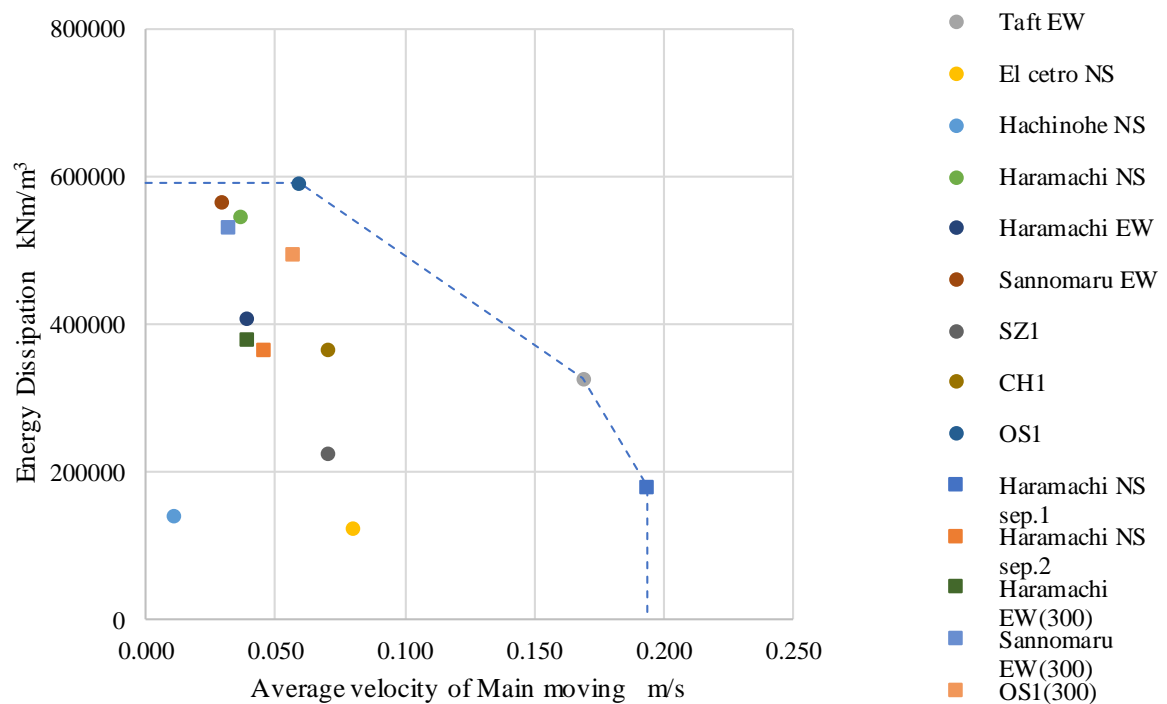


図 5・80. 単位体積当たりのエネルギー吸収量と平均速度の関係

5・7. 結言

本章では、ボイラ構造物の制振ダンパとして開発したダンパを使用した時に、長周期長時間地震に対応できることを確認するための耐久試験を実施した。その結果より以下の知見を得た。

- ・累積撓動距離に対する耐久性を確認する試験において、43m を超える累積変位量でも抵抗力は安定していた。これは、現在の振れ止め装置の許容累積変位量が 4m であることに對して 10 倍以上となる。
- ・エネルギー吸収に対する耐久性を確認する試験において、一般的な免震装置・制振装置では、加振の繰返しにより抵抗力が低下するが、開発したダンパは、長い継続時間の加振中も、その加振の前後でも抵抗力はほぼ低下せず、安定した特性を示していた。
- ・+60℃環境下におけるエネルギー吸収に対する耐久性を確認する試験でも、上記のことが確認できた。ボイラ構造物内部に設置したときに本試験条件相当の長周期長時間地震を受けても、地震中もその前後もダンパは性能を維持できることを示した。
- ・エネルギー吸収に対する耐久性を確認する試験において、解析モデルの抵抗力は、試験結果に対して±10%の範囲にあり、プラント設計において十分な精度がある。
- ・+60℃環境下におけるエネルギー吸収に対する耐久性を確認する試験において、20℃と 60℃の解析モデルの精度を比較した。60℃の解析モデルの抵抗力は、試験結果とほぼ同等であった。20℃の解析モデルの抵抗力は、それより乖離はあるものの、その乖離は最大で約 10%程度であった。プラントの応答性状を確認する解析においては抵抗力、エネルギー吸収ともに安全側にあるため、十分に使用できる範囲にある。

以上より、大地震の繰返しや長周期長時間地震に対して開発したダンパは十分に耐久出来る性能を有しており、また設計精度も高いと言える。

5 章の参考文献

- 5-(1) 一般社団法人日本免震構造協会, 会誌 MENSIN No.98(2017d), pp.44-52.
- 5-(2) Yasuda, T., Nishida, E., Suzuki, K., Development of energy absorbing seismic ties for aseismic design of boiler plant structures, ASME PVP Vol.275-2, Seismic engineering(1994),pp.99-103.
- 5-(3) Tanaka, G., Minagawa, K., Aida, K., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part 4 Experimental study on environmental applicability and durability of damper, Proceedings of the ASME 2018 PVP, PVP2018-84556 (2018).
- 5-(4) Aida, K., Minagawa, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part 5 Influence of damper properties on lifetime, Proceedings of the ASME 2018 PVP, PVP2018-84514 (2018).
- 5-(5) Minagawa, K., Aida, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part 6 Influence of damper properties on vibration control performance, Proceedings of the ASME 2018 PVP, PVP2018-84518 (2018).

第 6 章 ボイラ構造物への適用

6・1. 緒言

本章では、開発を進めてきたダンパをボイラ構造物に適用するために、プラント設計時の一部に採用される多質点によるフレーム解析を行い、開発したダンパの制振効果と適用方法を示す。

6・2. 多質点モデルを用いた地震応答解析手法

ボイラ構造物は、図 6・1 に示すように、支持構造物、ボイラ及び振れ止め装置若しくはダンパから成る。本解析モデルでは、ボイラ構造物を図 6・2 に示すようなフレームモデルで表現する。支持構造物、ボイラは弾性変形のみを考慮するものとし、フレームは各階層の床レベルにおいてせん断ばねで連結されている。振れ止め装置若しくはダンパは、図 6・3 に示すように支持構造物とボイラの間の 10 個所に設置した。振れ止め装置の解析モデルを図 6・4 に示す。振れ止め装置は、一次剛性と二次剛性の比が 1/41 となる設定とした。また、開発したダンパの解析モデルを図 6・5 に示す。ダンパの解析モデルは、減衰の項に抵抗力が速度の 0.1 乗に比例する Maxwell とした。

振れ止め装置及びダンパの抵抗力は、0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力した時に、支持構造物とボイラの相対変位が両振幅で 300mm を超えないことと層せん断力ができるだけ小さくなるように事前解析を繰返しながらか設定した。

本解析では、第一に、過去の様々な地震波を用いて、制振性能の検討を行う。入力波は、すべて 0.5m/s に基準化し、種類は Taft EW 波、El Centro NS 波、Hachinohe NS 波、その他、気象庁にて兵庫県南部地震の際に観測した Kobe NS 波、防災科学研究所の K-net で観測した Mihama NS 波、Haramachi NS 波を使用した。Mihama NS 波は、2004 年紀伊半島南東沖地震の時に、愛知県的美浜地区 (AIC016, 美浜 (MIHAMA) 北緯: 34.7788°, 東経: 136.9087°) で観測された長周期成分を有する波形である。K-net の美浜地区観測点について、図 6・6 に示す。この周辺の沿岸部には、火力発電所が多く所在することから、本波形を採用した。入力波の加速度応答スペクトルについて、図 6・7 に示す。また入力した加速度波形について、図 6・8~6・13 に示す。

第二に各装置の性能ばらつきが制振性能に及ぼす影響を確認する。装置の性能ばらつきは、振れ止め装置、開発したダンパ共に $\pm 10\%$ を考慮する。振れ止め装置では、剛性と降伏荷重を $\pm 10\%$ 変化させ、ダンパは c の値を $\pm 10\%$ 変化させ、最大速度を 0.5m/s に基準化した Taft EW 波を入力する。

第三に、開発したダンパをボイラ構造物へ設置した時の各ダンパの特性がプラントの制振性能に与える影響を検討する。元のパラメータを 100 としたときに、各層のダン

パの減衰定数 c を 20%増加させたときの解析結果と元のパラメータの解析結果を比較する。

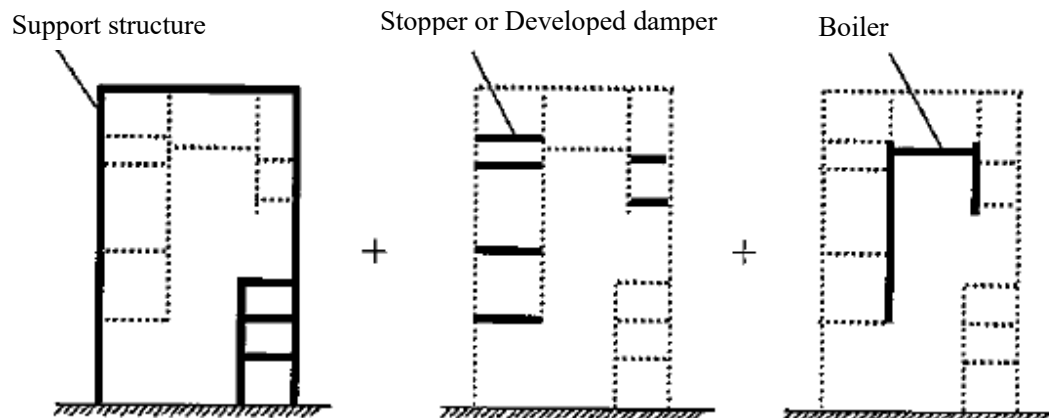


図 6・1. ボイラ構造物の構成

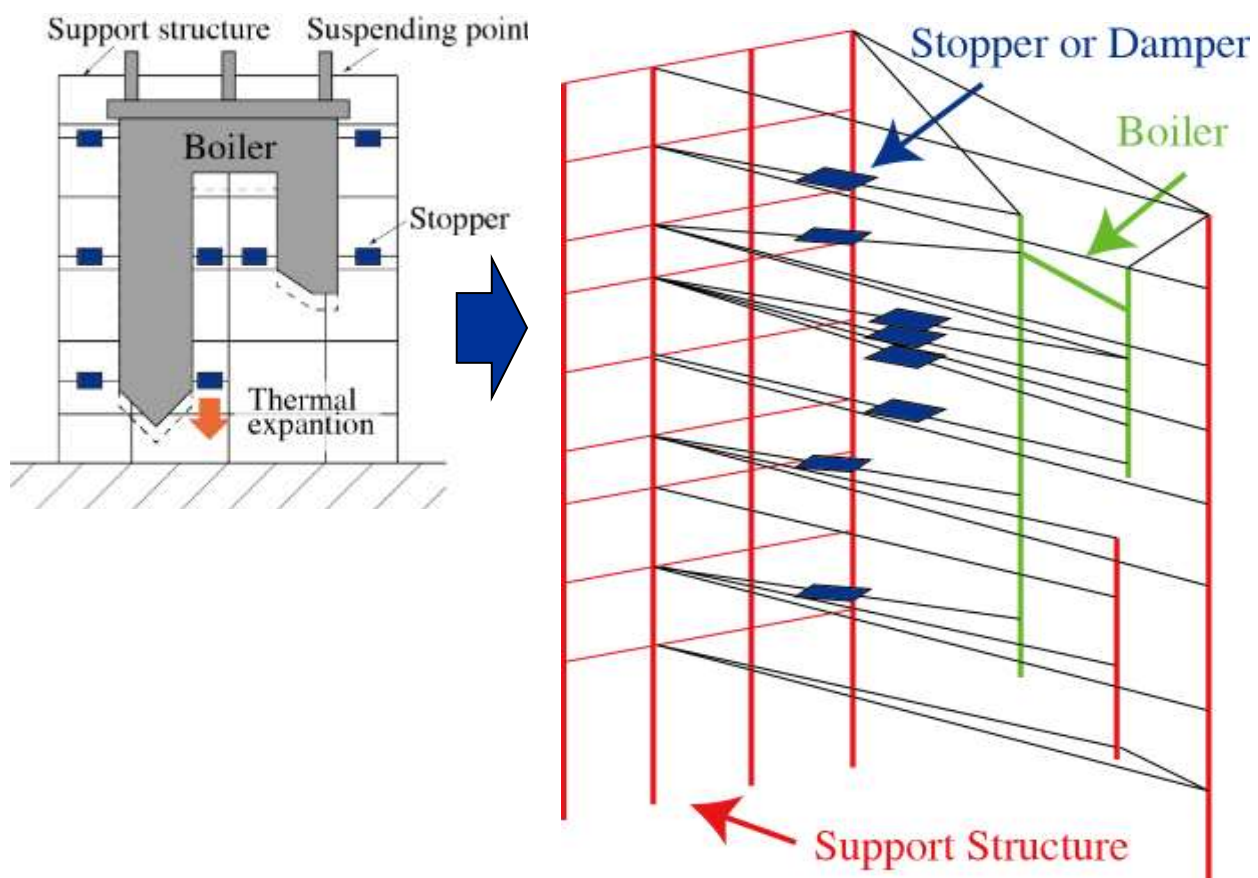


図 6・2. ボイラ構造物の解析モデル

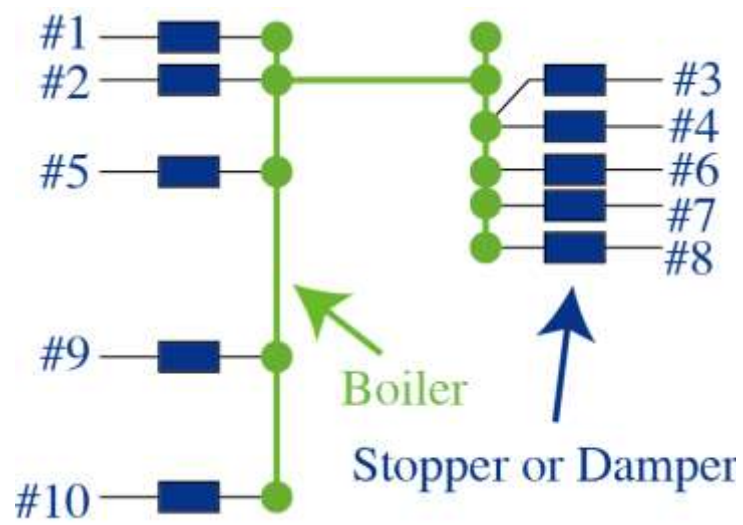


図 6・3. 振れ止め装置及びダンパの配置箇所

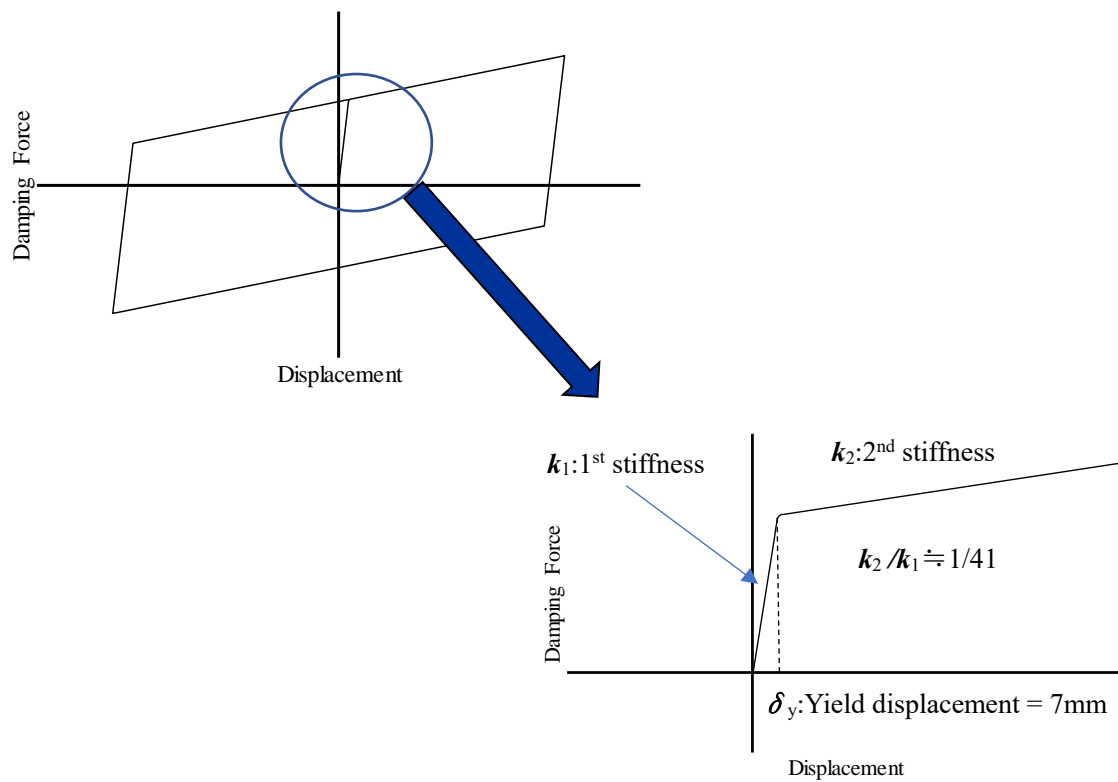


図 6・4. 振れ止め装置の解析モデル

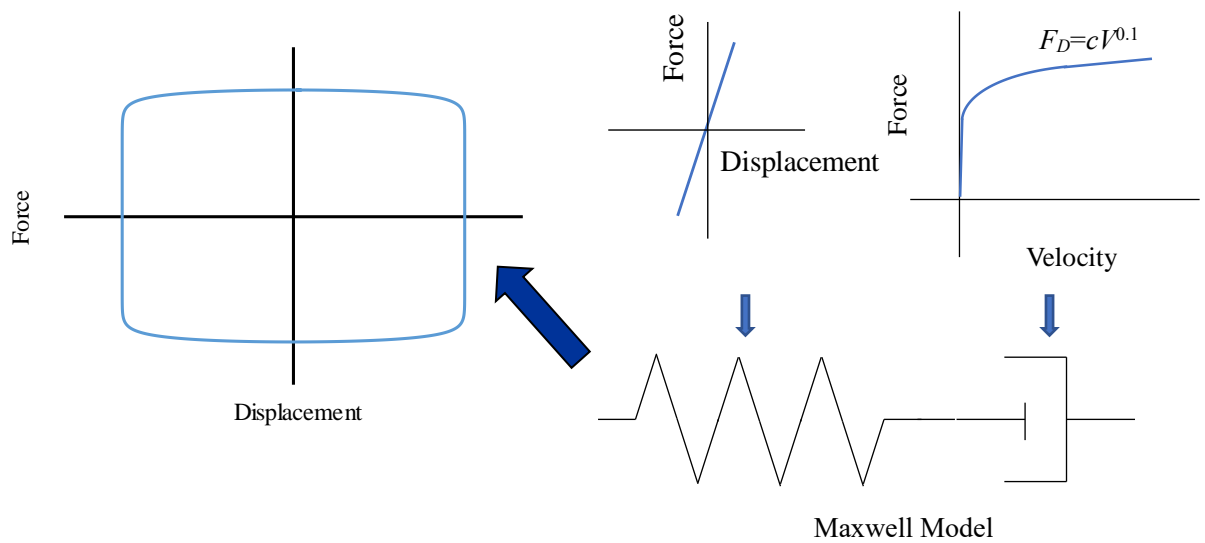


図 6・5. 開発したダンパの解析モデル

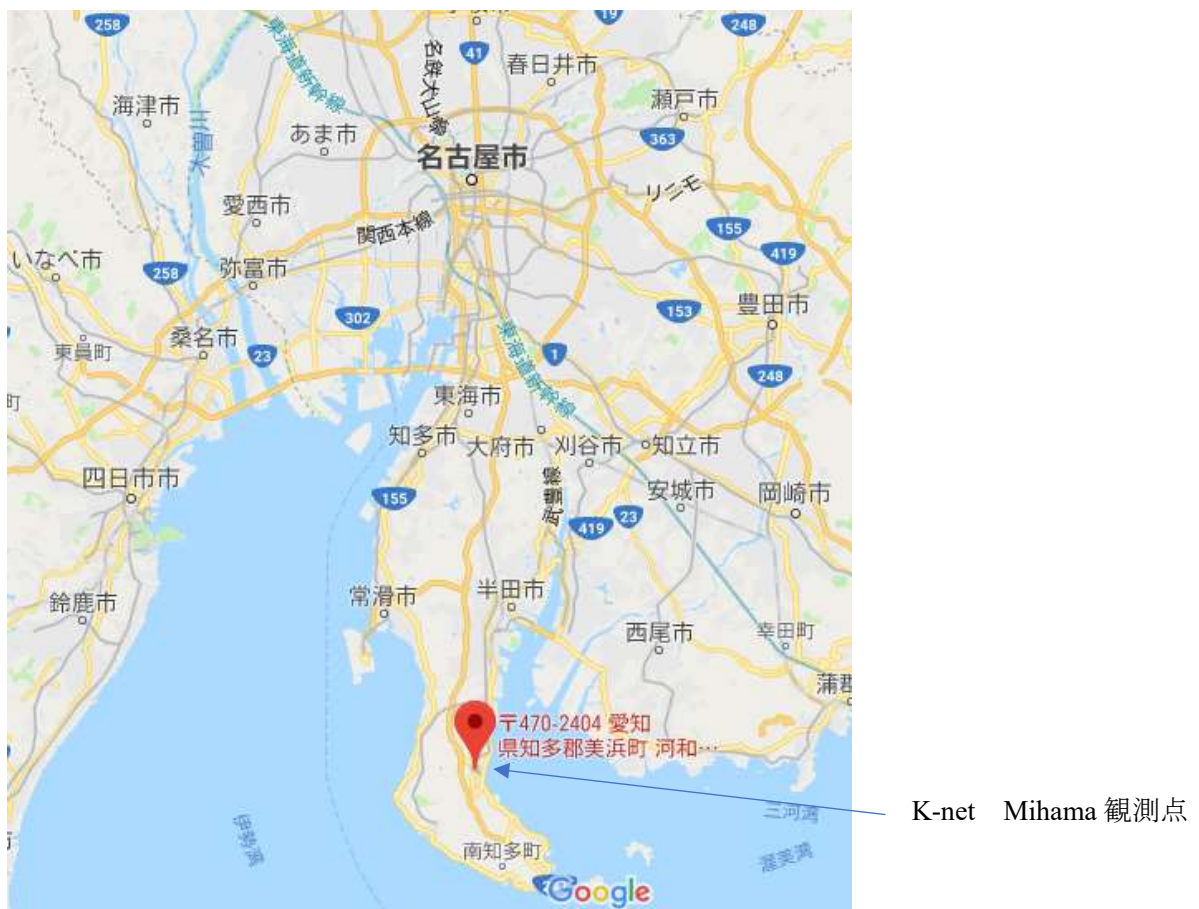


図 6・6. K-net の観測点の所在地
(AIC016, 美浜 (MIHAMA), 北緯 : 34.7788° , 東経 : 136.9087°)

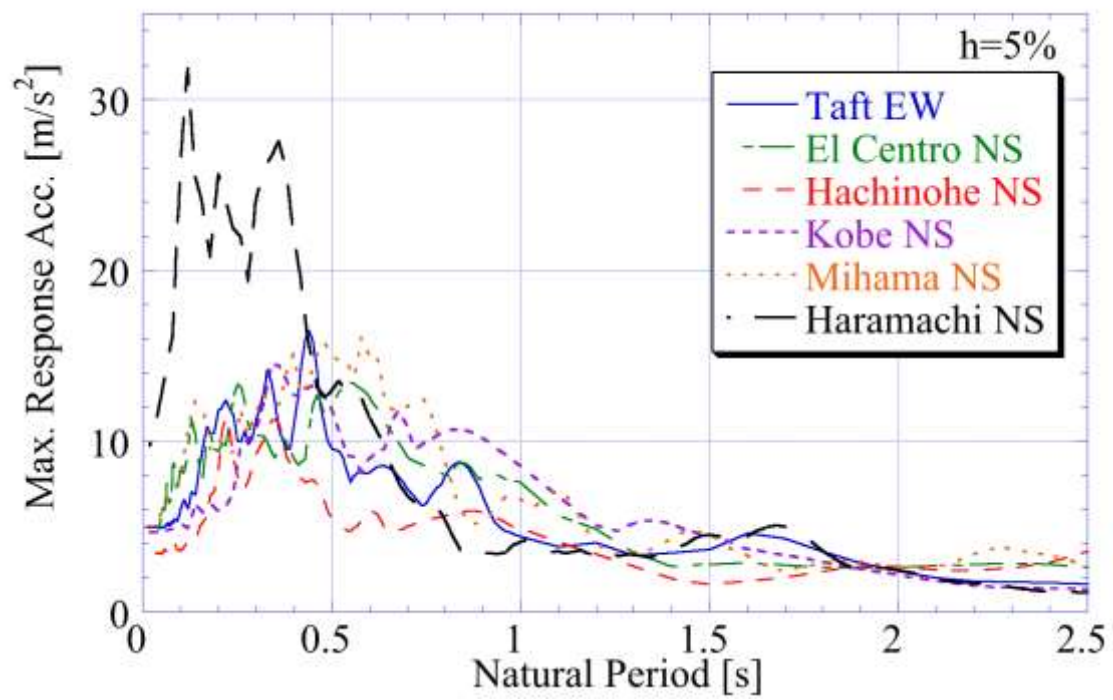


図 6・7. 最大速度 0.5m/s に基準化した入力波の加速度応答スペクトル

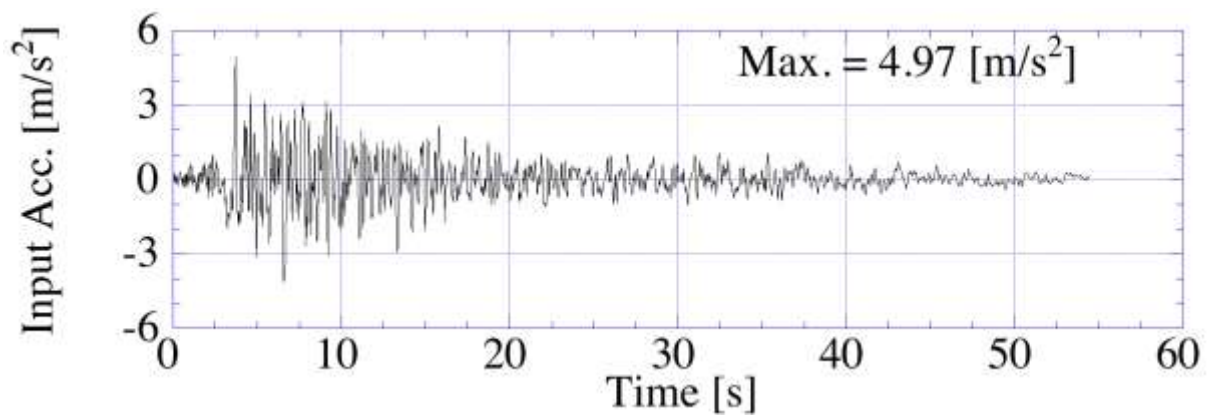


図 6・8. 最大速度 0.5m/s に基準化した Taft EW 波

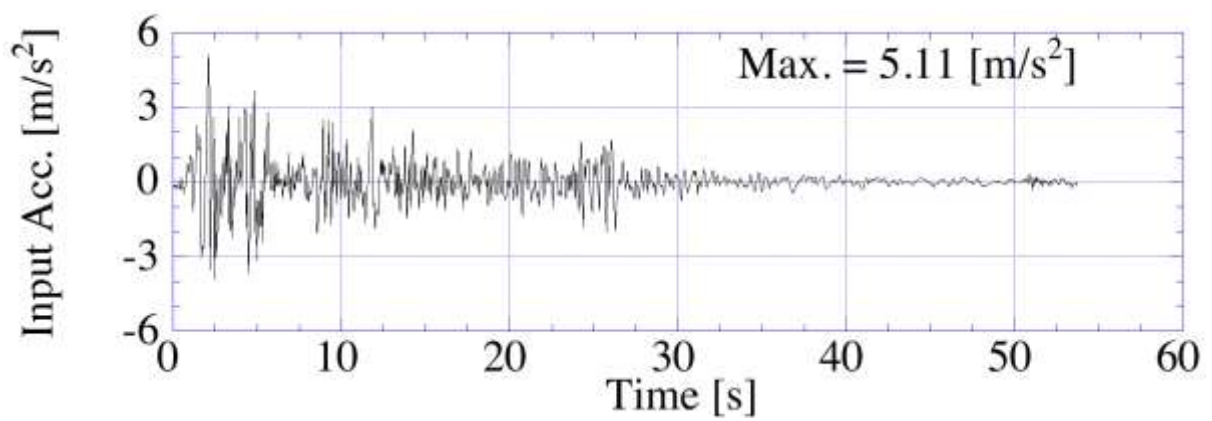


図 6・9. 最大速度 0.5m/s に基準化した El Centro NS 波

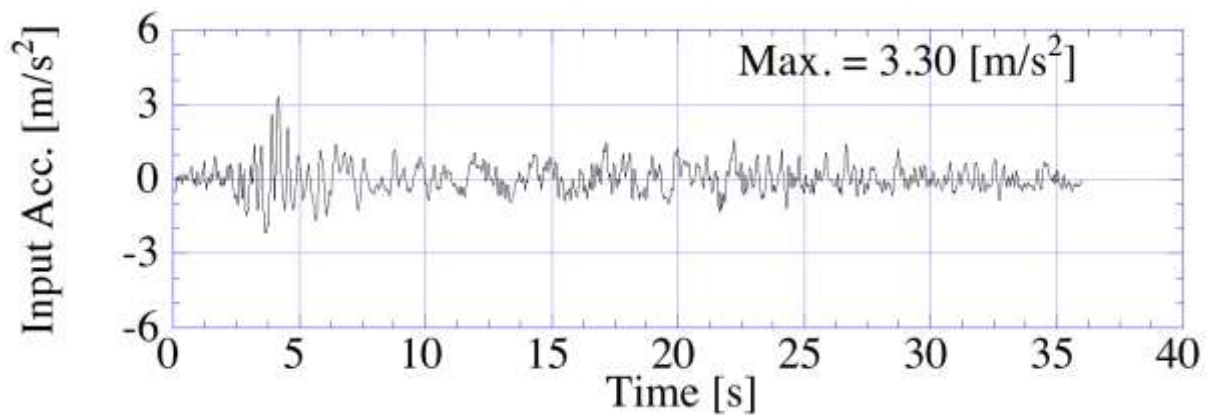


図 6・10. 最大速度 0.5m/s に基準化した Hachinohe NS 波

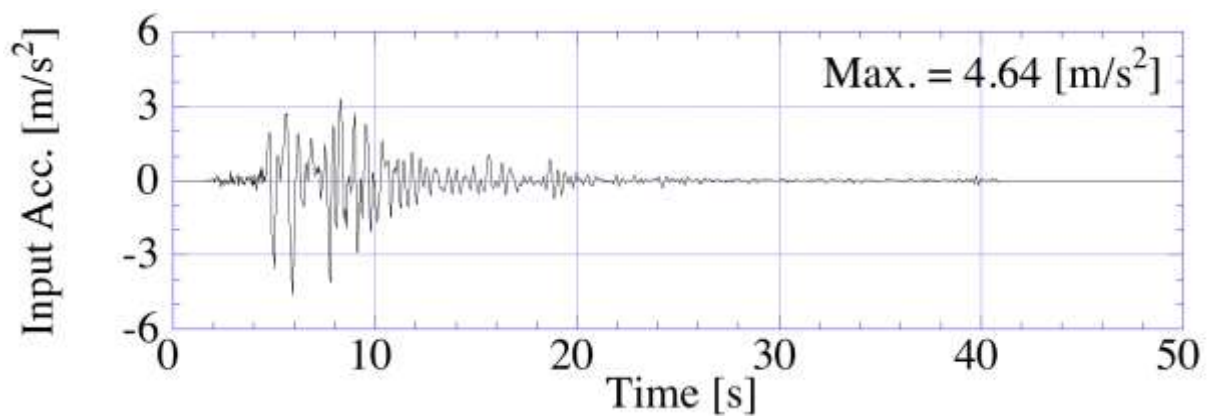


図 6・11. 最大速度 0.5m/s に基準化した Kobe NS 波

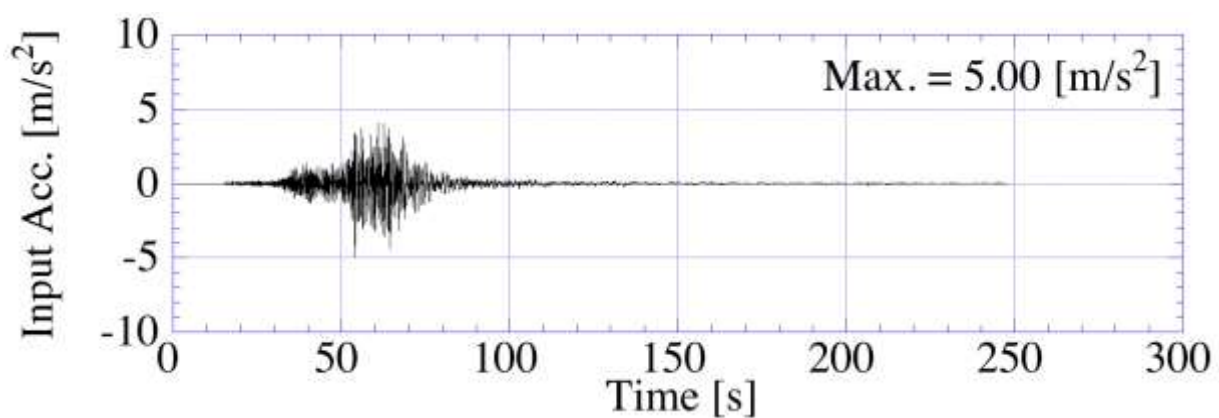


図 6・12. 最大速度 0.5m/s に基準化した Mihama NS 波

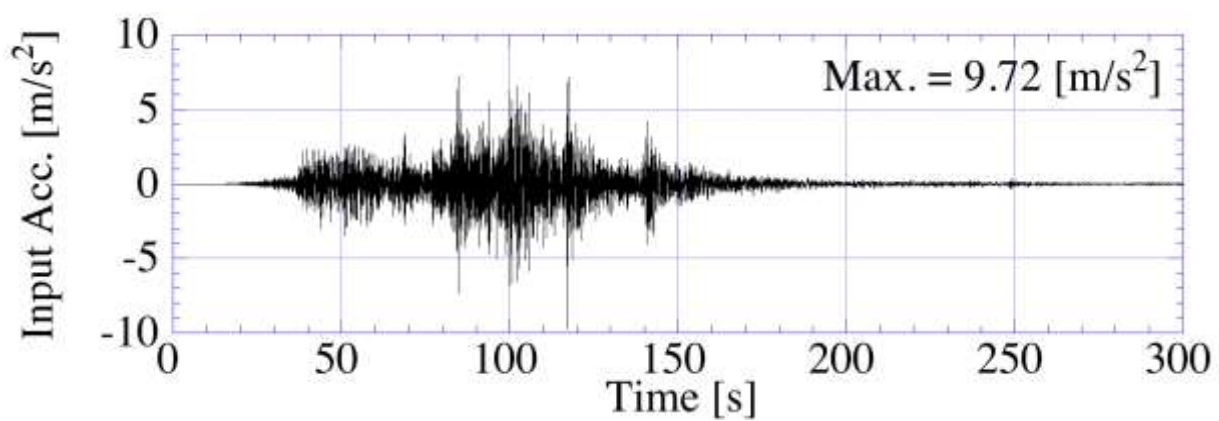


図 6・13. 最大速度 0.5m/s に基準化した Haramachi NS 波

6・3. 多質点解析モデルを用いた地震応答解析結果

多質点解析モデルに地震波を入力した時の結果を最大抵抗力、最大相対変位、累積変位量及び層せん断力及びで評価する。結果は、図 6・14 に示す位置の装置の結果とした。

最大抵抗力の結果を、図 6・15 に示す。振れ止め装置は、地震波によって最大抵抗力の変化が大きいことに対して、開発したダンパは変化が少ない。振れ止め装置では、降伏荷重及び二次剛性を有しているため、発生する変位によって抵抗力が異なるが、開発したダンパでは抵抗力が速度の 0.1 乗に比例するため、動き出してからは発生する抵抗力の変化が少なくなるためである。

各層の装置抵抗力は、振れ止め装置のばらつきが少ない。これはこれまでの採用実績より、適正配置の検討が進んでいるためである。一方、開発したダンパでは上下層のダンパが安定して抵抗力を発生しているが、中間の#4 で抵抗力が小さい傾向がある。#4 等中間層のダンパをより稼働させることで今後更なる制振効果が期待できるため、開発したダンパにおいて適正な配置をすることが今後の課題となる。

最大相対変位の結果を、図 6・16 に示す。Mihama NS 波ではやや大きくなっているものの、全体的に相対変位は約 150mm となっており、上層の装置が下層の装置よりも、変位が大きくなっている。但し、最大相対変位の結果は、両者ともに類似した傾向となっている。現状では同等程度はあるものの、開発したダンパは、抵抗力の適正化をより図ることで更なる低減が期待できる。

層せん断力の結果を、図 6・17 に示す。層せん断力は、僅かではあるものの開発したダンパの方が低下傾向にある。層せん断力の結果は、振れ止め装置では、Mihama NS 波が最大となり、開発したダンパでは Kobe NS 波で最大となった。この差異は、装置剛性の差異による固有周期の相違によるものであるが、全体的には抑制傾向にあった開発したダンパの結果でも地震波種別により結果が逆転する場合もあるため、プラント設計の差異には留意すべき点となる。対策は、様々な地震波により設計を検討するが挙げられる。

累積変位量の結果を、図 6・18 に示す。累積変位量も振れ止め装置と開発したダンパではほぼ同等である。しかしながら、振れ止め装置は、これまでに確認されている累積変位量が $4\text{m}^{0.1}$ に対して開発したダンパでは、確認している範囲で約 10 倍となっている。振れ止め装置においては、一部が Haramachi NS 波や Mihama NS 波でその許容範囲を超えている。一方開発したダンパでは、許容限度までに十分な裕度があることが確認できる。

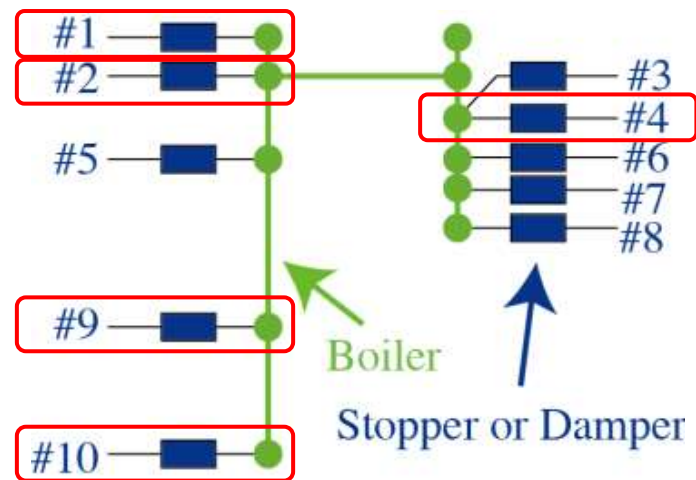


図 6・14. 結果を示す振れ止め装置若しくはダンパの位置

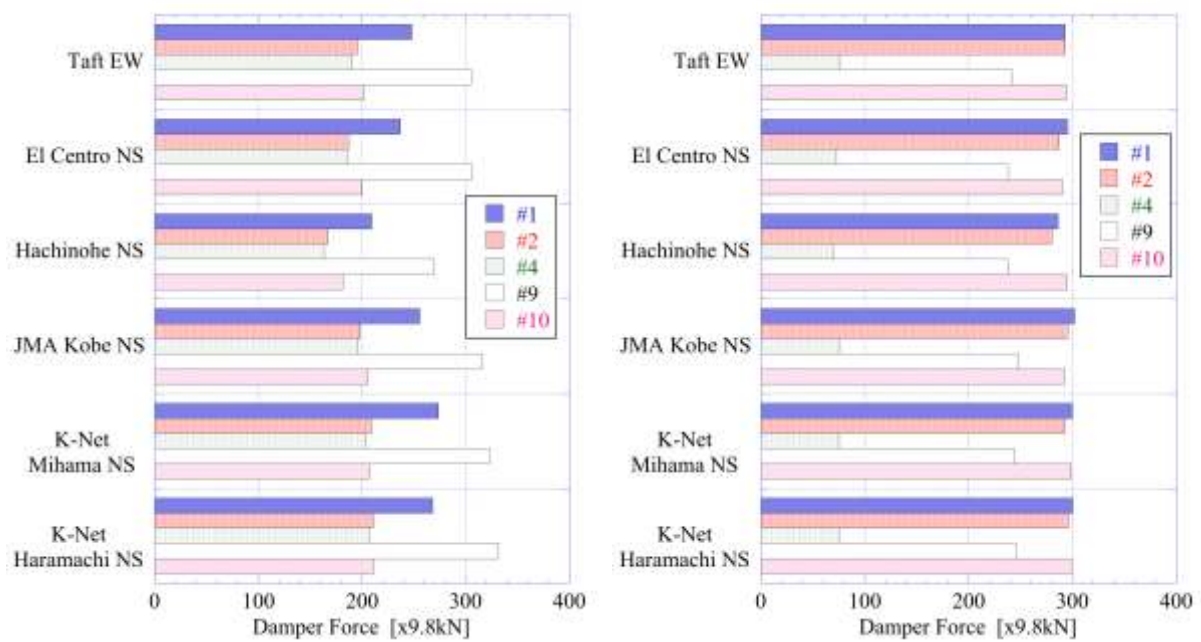


図 6・15. 地震波を入力した時の振れ止め装置（左）と開発したダンパ（右）の最大抵抗力

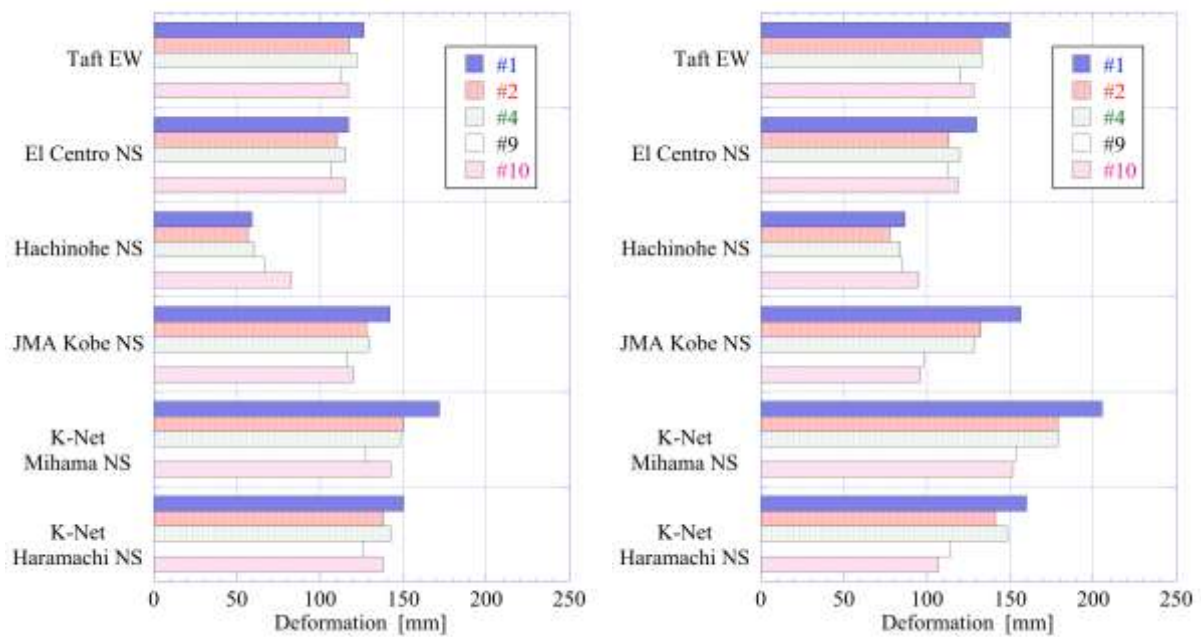


図 6・16. 地震波を入力した時の振れ止め装置（左）と開発したダンパ（右）の変位

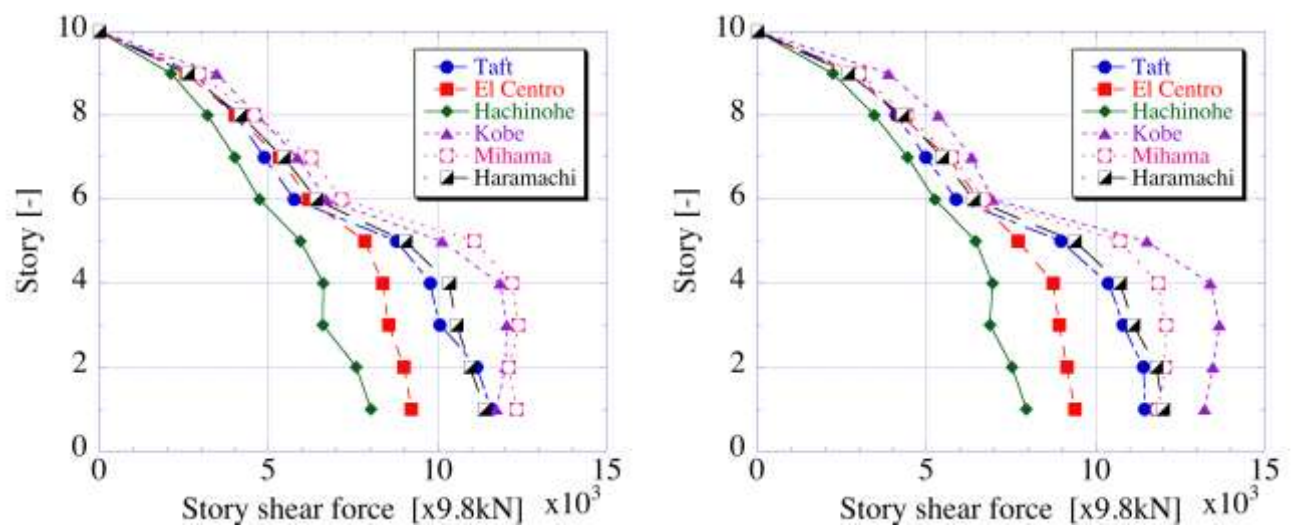


図 6・17. 地震波を入力した時の振れ止め装置（左）と開発したダンパ（右）の層せん断力

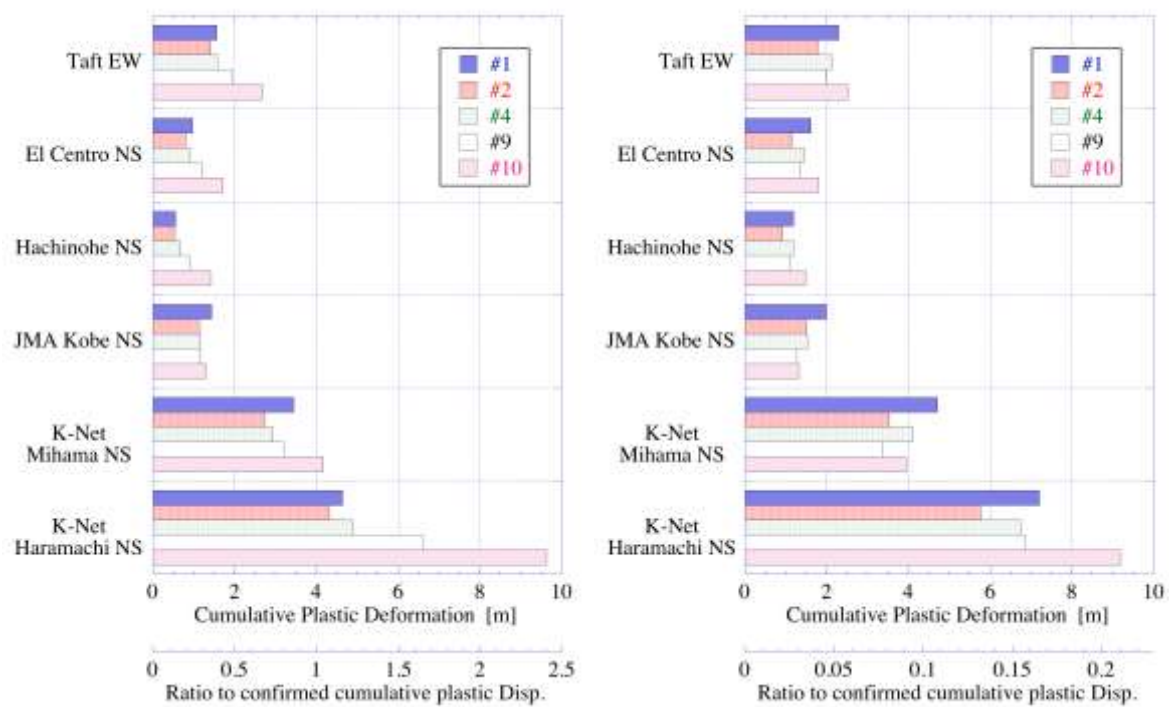


図 6・18. 地震波を入力した時の振れ止め装置（左）と開発したダンパ（右）の累積変位量

6・4. 装置の性能ばらつきが制振性能に及ぼす影響

多質点解析モデルに性能ばらつきを与えた振れ止め装置，開発したダンパを設置し，地震波を入力した時の結果を，装置の抵抗力と変位の関係及び層せん断力で評価する．結果は，図 6・19 に示す位置の装置のものを示す．また，発生する抵抗力が大きく変位量の大きい傾向にあった最頂部(#1) と最下部(#10)の結果を示す．

振れ止め装置及び開発したダンパの抵抗力と変位の関係を図 6・20～6・21 に示す．結果は，振れ止め装置と開発したダンパ共に，抵抗力が大きいと変位が小さくなり，抵抗力が下がると逆に変位が大きくなる．

層せん断力の結果を，図 6・22 に示す．結果は，開発したダンパの層せん断力が小さくなり，ばらつきによる影響も小さい．これは，振れ止め装置は，抵抗力と剛性が変化することに対して，開発したダンパでは剛性の変化がほぼなく，抵抗力だけが変化するためである．

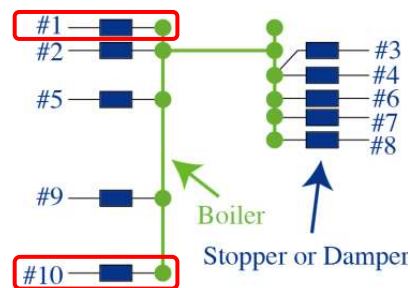


図 6・19. 結果を示す振れ止め装置及びダンパの位置

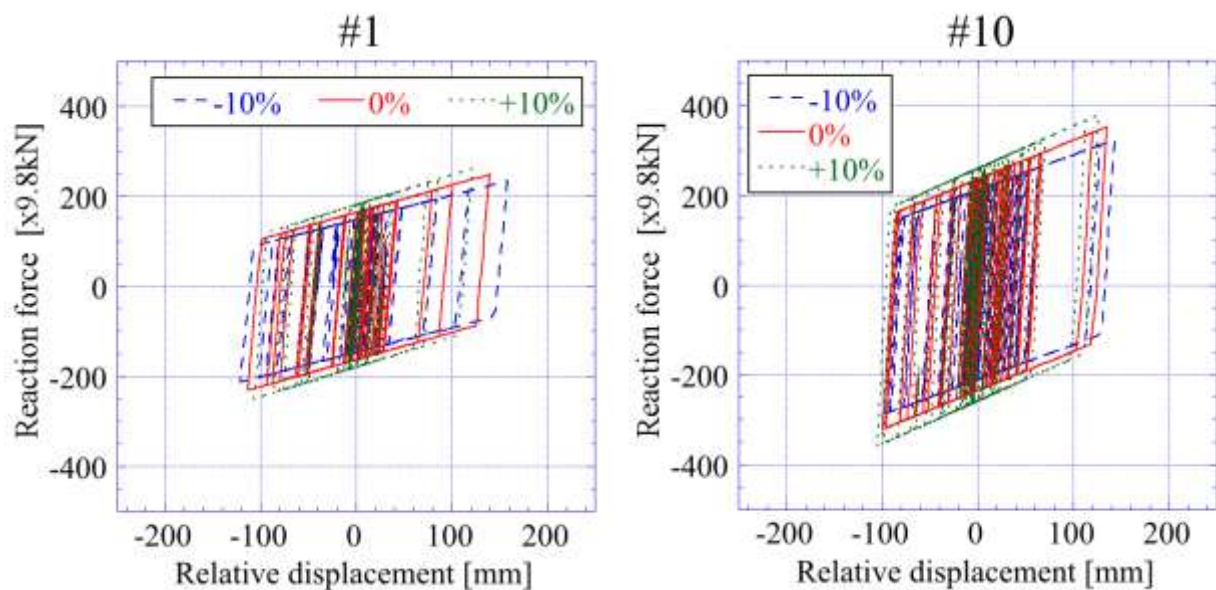


図 6・20. 性能ばらつきを与えた振れ止め装置の抵抗力と変位の関係

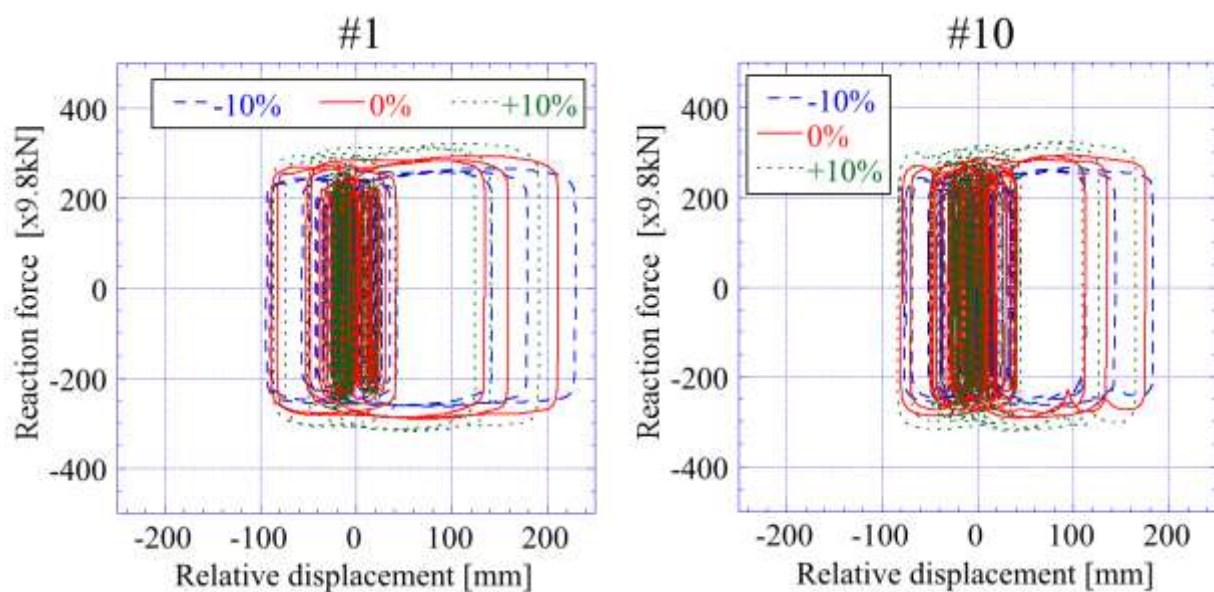


図 6・21. 性能ばらつきを与えた開発したダンパの抵抗力和変位の関係

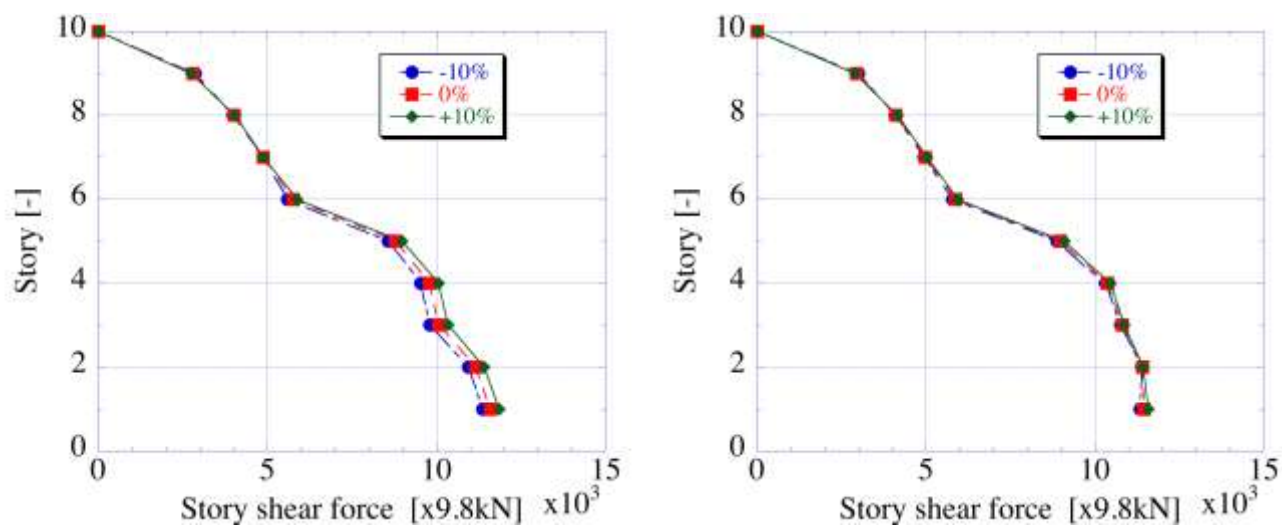


図 6・22. 性能ばらつきを与えた振れ止め装置（左）と
開発したダンパ（右）を設置した場合の層せん断力

6・5. 各層のダンパ特性がプラントの制振性能に与える影響

開発したダンパの感度解析を，表 6・1 に示す条件で実施した．解析結果を，最大抵抗，最大相対変位，層せん断力で評価する．

全体の傾向として，ダンパの発生抵抗力は，いずれの条件でも 15%以上増加した．また最大相対変位は減少するが，層せん断力は増加する．これらは，ダンパの減衰定数を 20%増加させたためである．感度解析の結果を，図 6・23 に示す．

この傾向に対して，#1 のダンパは変化の感度が低い．#2～#8 のダンパでは，変形量の減少と層せん断力の増加は，#1 よりは発生するが顕著な増減はない．一方，#9、#10 のダンパでは，ダンパの抵抗力と層せん断力の増加は小さく，且つ最大相対変位を大きく減少できており，感度が高い．これは，図 6・16 の右図に示すように，開発したダンパでは下層のダンパの変位が小さくなる傾向がある．変位が小さい分，下層のダンパの速度は上層のダンパよりも低くなる．そのため，減衰定数を増加させても，ダンパの抵抗力の増加が少なく，同時に層せん断力も増加しにくい．しかし，小振幅におけるエネルギー吸収は確実に増加するため変位が減少する．

以上より，下層のダンパがプラントの制振効果に寄与する感度が高いため，プラント設計においては下層のダンパの特性を調整することが効果的である．

表 6・1. 各層の減衰定数の比

No.	解析条件										
	減衰定数比 対 Original										
	Original	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	1	1.2	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1.2	1	1	1	1	1	1	1	1
3	1	1	1	1.2	1	1	1	1	1	1	1
4	1	1	1	1	1.2	1	1	1	1	1	1
5	1	1	1	1	1	1.2	1	1	1	1	1
6	1	1	1	1	1	1	1.2	1	1	1	1
7	1	1	1	1	1	1	1	1.2	1	1	1
8	1	1	1	1	1	1	1	1	1.2	1	1
9	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1.2	1
10	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1.2

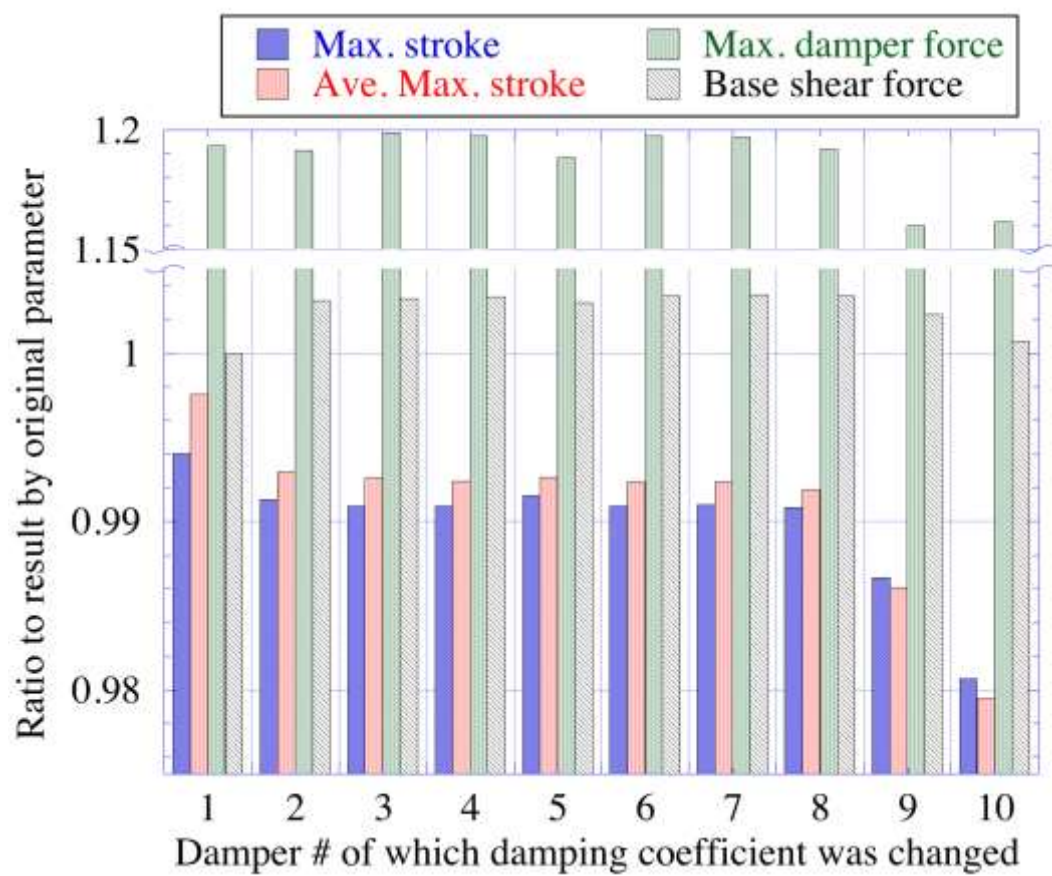


図 6・23. Taft EW 波を入力した各層のダンパの感度解析結果

6・6. 結言

本章では，ボイラ構造物の設計時に使用される多質点によるフレーム解析を行い，開発したダンパの制振効果と適用方法について，下記の結果を得た．

- ・開発したダンパは，制振性能においては従来の振れ止め装置同等程度の効果となった．最大抵抗力，最大相対変位は，ほぼ同等であり，層せん断力は僅かに上回る結果となった．

- ・配置された 10 体の装置の挙動より，従来の振れ止め装置では適正な配置が図られていることが確認できた．開発したダンパについては，本解析結果では同等程度ではあったものの，適正な配置検討を図ることで，より制振効果を高めることができる．

- ・開発したダンパは，累積変位量の許容限度については，振れ止め装置よりも優位性を示すことが出来た．振れ止め装置では，長周期長時間地震においては一部許容限度を超えるものもあったが，開発したダンパにおいては許容限度の 25%以下であり，許容限度にもまだ裕度がある．

- ・開発したダンパの性能ばらつきが与える制振性能への影響は，振れ止め装置より少ない．振れ止め装置はばらつきを考慮すると，抵抗力に加えて剛性も変化するため，抵抗力変動が大きくなるが，開発したダンパでは抵抗力だけが変化するため少なくなる．

- ・配置したダンパの制振性能への影響を確認する感度解析結果より，上層部のダンパよりも下層部のダンパの感度が高いことが確認できた．

第 6 章の参考文献

- 6-(1) Yasuda, T., Nishida, E., Suzuki, K., Development of energy absorbing seismic ties for aseismic design of boiler plant structures, ASME PVP Vol.275-2, Seismic engineering(1994),pp.99-103.
- 6-(2) Aida, K., Owa, Y., Suzuki, K., Fujita, S., Evaluation of aseismic reliability of actual boiler structures and a study on design of seismic ties based on proof tests using a large scaled shaking table, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.126(2004), pp.46-52.
- 6-(3) Aida, K., Minagawa, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part2 Evaluation of lifetime, Proceedings of the ASME 2017 PVP, PVP2017-65628 (2017).
- 6-(4) Minagawa, K., Aida, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part3 Evaluation of vibration control performance, Proceedings of the ASME 2017 PVP, PVP2017-65638 (2017).
- 6-(5) Aida, K., Minagawa, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part 5 Influence of damper properties on lifetime, Proceedings of the ASME 2018 PVP, PVP2018-84514 (2018).
- 6-(6) Minagawa, K., Aida, K., Tanaka, G., Fujita, S., Research and development of viscous fluid dampers for improvement of seismic resistance of thermal power plants Part 6 Influence of damper properties on vibration control performance, Proceedings of the ASME 2018 PVP, PVP2018-84518 (2018).

第7章 結言

本研究では、石炭火力発電所のボイラ構造物の制振技術に適するダンパ特性を解析的に探索し、その特性を有するダンパを開発した。また現在の耐震設計の課題となっている長周期長時間地震に対応できることを解析的、実験的に検証した。本研究開発で得た知見を以下に示す。

- ・ボイラ構造物の制振においては、ボイラ本体と支持構造物が配管や機器と連結されているため、最大相対変位を抑制することが第一の目的となる。また、配管連結部の可動性を考慮し、累積変位量を抑制することを第二の目的とした。応答加速度は現状同等程度としたとき、これらを満たすことのできるダンパは、抵抗力と変位の関係が矩形形状となる特性であった。

- ・抵抗力と変位の関係が、矩形形状となるダンパを、高粘度の粘性流体を使用して実現した。その理論式は、ナビエ・ストークスの式と粘性率変数を用いて、下記のように示すことができる。

$$F_D = c \frac{\pi(D_0 D_1 - D_2^2) L}{D_0 - D_1} V^n$$

$$c = c_0 \left\{ \frac{4(D_0 + D_1)}{(D_0 - D_1)^2} \right\}^n$$

- ・実大級の 3000kN ダンパを試作し、動的載荷実験を実施し、ダンパの特性を確認した。抵抗力と変位の関係は、矩形形状となることが確認できた。ダンパの抵抗力は速度の 0.1 乗に比例することが確認できた。

- ・ボイラ構造物内部は、石炭の燃焼や蒸気を利用するため、環境温度が高い。その温度は 60℃と推定されるため、300kN ダンパを試作し、同環境下における抵抗力の温度依存性を確認した。抵抗力は、温度が上昇すると増加する傾向はあるものの、常温環境下と 60℃で約 5%しか変化せず、温度への依存性は小さい。

- ・開発したダンパ特性を地震応答解析で計算するために、Maxwell モデルで表現した。同モデルの減衰の項には抵抗力の速度依存性を、剛性の項には試験結果で得た一次剛性を用いた。解析モデルは、試験結果を良好に再現することが出来た。

・開発したダンパを設置したボイラ構造物に、現在の耐震設計の課題となる長周期長時間地震を入力する解析を行い、開発したダンパの適応性を確認した。長周期長時間地震に対してダンパは、一次剛性を働かせることによりボイラの揺れを微小振幅に留める時間とボイラを変位させエネルギー吸収の機能を働かせる時間に分別し、自らの発熱を効率よく抑制しながらエネルギー吸収する。

・長周期長時間地震の揺れをすべてエネルギー吸収した場合、過大な負荷が耐久性能としてダンパに要求される。上記は、ダンパが機能維持できることはプラントの機能維持に繋がるため、長周期長時間地震に対しては耐震性向上を図る有効な一手段である。

・長周期長時間地震を考慮した地震応答解析結果の変位応答波と実大級の 3000kN ダンパを用いて、動的載荷試験を行った。また同様の試験を、300kN ダンパを用いてボイラ構造物内環境を想定した温度環境下で行った。いずれの試験においてもダンパの抵抗力は、長周期長時間地震の加振中も、その試験前後でもほぼ変化がなかった。一般的な免震・制振装置では抵抗力特性が低下することが多いことを鑑みれば、本ダンパは優れた特徴を有する。

・変位応答波試験の結果をまとめ、ダンパが吸収したエネルギー吸収を、内部の粘性流体の単位体積当たりのエネルギー吸収量に換算し、ダンパ稼働時間の平均速度で関係づけることにより、ダンパ容量や地震波種類に依存しない既往の実験範囲を示した。これにより、構造物の地震応答解析結果があれば、ダンパの耐久性を類推できる。

・プラント設計で使用される多質点モデルを用いた地震応答解析を行い、開発したダンパの制振性能の確認を行った。従来の振れ止め装置の方が、これまでの実績により適正配置されているものの、現状でも同等の制振性能があり、累積変位量による装置寿命評価及びばらつきの影響評価では振れ止め装置よりも優位性を示した。なお、開発したダンパの適正な配置については今後の課題とする。

・多質点モデルを用いた感度解析によれば、上層よりも下層のダンパ抵抗力を増加させることで、層せん断力の増加を抑えながら最大相対変位を抑制できる。

以上より、石炭火力発電所のボイラ構造物の制振技術に適する粘性流体ダンパを開発し、その有効性を示した。今後、本ダンパによるボイラ構造物の制振技術の実用化を図る。本研究開発の間にも、気象庁震度階級 7 を記録する熊本地震（2016 年）、北海道胆振東部地震（2018 年）が発生した。特に後者では、石炭火力発電所におけるボイラの損傷の他、火力発電所停止による被害も発生した。本研究開発は、有事の際の地震被害か

らボイラ構造物を守り、電力の安定供給に寄与できるものであり、本技術の早期導入が期待される。

また、本研究は対象をボイラ構造物としたが、構造物と内蔵される機器が配管で連結される産業プラントでは、本論文で記した手法に伴い制振化することが可能である。

B.C.P.(Business continuity planning)の観点からも、長周期長時間地震を受けてもダンパが損傷せず、プラントが機能維持できることは有意義であり、同手法を普及できるよう研究活動を発展・推進させる。

謝辞

本研究を行なうに当たり、多大なるご指導、ご助言を賜りました

東京電機大学大学院 先端科学技術研究科 先端技術創成専攻 藤田 聡 教授
に深く御礼申し上げます。

本研究は東京電機大学及び埼玉工業大学との共同研究の一環で行われてきたものであり、
ご指導、ご助言を賜りました

埼玉工業大学 工学部 皆川 佳祐 准教授
に深く御礼申し上げます。

本研究を行なうに当たり、多大なるご指導、ご助言を賜りました

三菱日立パワーシステムズ株式会社 サービス本部 呉サービス部
国内サービス技術グループ 相田 清 氏
及び同社関係者の皆様にも深く御礼申し上げます。

本研究にあたり、共に研究活動を行った

元 東京電機大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 加藤 遼 氏
元 東京電機大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 伏見 幸記 氏
にも心から感謝の意を表します。

最後に、本研究と論文作成の機会を与えてくださり、多大なるご支援をいただいたオイレス工業株式会社の関係者の皆様、研究活動の時間を共に過ごした東京電機大学振動・制御研究室の皆様、そしていつも心の支えとなってくれた妻美子、愛娘美咲に、心から感謝の意を表します。