

鋼材を利用した制震デバイスの開発

とその実用化に向けた検討

*Developments of Energy Dissipating Steel Fuses
and Studies on Their Practical Application*

萩野谷 学

(HAGINOYA, Manabu)

名古屋大学大学院環境学研究科 博士（工学）

2015 年

目 次

第1章 序論	1
1. 1 研究の背景	1
1. 2 履歴ダンパーに関する既往の研究	4
1. 3 研究目的	7
1. 4 論文構成	9
参考文献	11
第2章 鋼材を利用した履歴型ダンパーの提案	15
2. 1 はじめに	15
2. 2 制震工法の概要	17
2. 3 鋼棒ダンパーの構成概要	18
2. 4 パネルダンパーの構成概要	20
参考文献	22
第3章 鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究	23
3. 1 はじめに	23
3. 2 縮小モデル実験	24
3. 2. 1 試験体概要	24
3. 2. 2 加力概要	29
3. 2. 3 復元力特性	30
3. 2. 4 軸剛性	34
3. 2. 5 耐力上昇率及び塑性変形能力	35
3. 2. 6 履歴吸収エネルギーと等価減衰定数	37
3. 2. 7 縮小モデル実験のまとめ	39
3. 3 実大実験	40
3. 3. 1 実験概要	40
3. 3. 2 復元力特性	42
3. 3. 3 軸剛性	44

3. 3. 4	耐力上昇率及び塑性変形能力	45
3. 3. 5	履歴吸収エネルギーと等価減衰定数	46
3. 3. 6	実大実験のまとめ	47
3. 4	F E M解析	48
3. 4. 1	解析概要	48
3. 4. 2	荷重変形関係	50
3. 4. 3	変形モード	52
3. 4. 4	補剛管の変形と軸力伝達	54
3. 4. 5	F E M解析のまとめ	56
3. 5	要素圧縮実験	57
3. 5. 1	実験目的	57
3. 5. 2	要素圧縮実験概要	58
3. 5. 3	実験結果	59
3. 5. 4	F E M解析	60
3. 5. 5	解析結果	61
3. 5. 6	要素圧縮実験のまとめ	62
3. 6	鋼棒ダンパーの補剛管強度の検討	63
3. 6. 1	座屈拘束条件	63
3. 6. 2	補剛管強度の検討	65
3. 6. 3	鋼棒ダンパーの補剛管強度の検討のまとめ	67
3. 7	結論	68
	参考文献	69
第4章	パネルダンパーの履歴特性に関する実験的研究	71
4. 1	はじめに	71
4. 2	静的載荷実験	72
4. 2. 1	実験概要	72
4. 2. 2	試験体最終状況	76
4. 2. 3	せん断応力度－部材角関係	77
4. 2. 4	パネルダンパーの性能値	79
4. 2. 5	骨格曲線	80
4. 2. 6	試験体に発生した軸力	82

4. 2. 7	耐力上昇率及び塑性変形能力	85
4. 2. 8	静的載荷実験のまとめ	87
4. 3	定振幅載荷実験	88
4. 3. 1	実験概要	88
4. 3. 2	復元力特性	91
4. 3. 3	パネルダンパーの性能値	92
4. 3. 4	骨格曲線	93
4. 3. 5	耐力上昇率及び塑性変形能力	94
4. 3. 6	累積疲労損傷度	96
4. 3. 7	定振幅載荷実験のまとめ	98
4. 4	F E M解析	99
4. 4. 1	解析概要	99
4. 4. 2	解析結果	101
4. 4. 3	F E M解析のまとめ	104
4. 5	結論	105
	参考文献	106
第5章	鋼棒ダンパーとパネルダンパーの履歴モデルの検討	107
5. 1	はじめに	107
5. 2	鋼棒ダンパーの履歴モデルの検討	109
5. 2. 1	履歴モデルによる応答解析	109
5. 2. 2	応答解析結果	111
5. 3	パネルダンパーの履歴モデルの検討	113
5. 3. 1	履歴モデルの初期剛性に計算値を用いた応答解析	113
5. 3. 2	履歴モデルの初期剛性に計算値を用いた応答解析結果	115
5. 3. 3	履歴モデルの初期剛性に実験値を用いた応答解析	119
5. 3. 4	履歴モデルの初期剛性に実験値を用いた応答解析結果	120
5. 4	結論	124
	参考文献	125

第6章 実建物を想定したモデルによる地震応答解析	127
6. 1 はじめに	127
6. 2 制震要素としてダンパーを適用した地震応答解析	128
6. 2. 1 実建物を想定した架構と設計用入力地震動	128
6. 2. 2 実建物を想定した架構に鋼棒ダンパーを組込んだ 地震応答解析	131
6. 2. 3 実建物を想定した架構に鋼棒ダンパーを組込んだ 地震応答解析結果	133
6. 2. 4 実建物を想定した架構にパネルダンパーを 組込んだ地震応答解析	136
6. 2. 5 実建物を想定した架構にパネルダンパーを 組込んだ地震応答解析結果	139
6. 3 結論	144
参考文献	144
第7章 結論	145
7. 1 総括	145
7. 2 今後の課題	149

本研究に関する発表論文

謝辞

第 1 章 序論

第1章 序論

1. 1 研究の背景

我が国の社会情勢は、戦後から近年に至るまで、戦災復興に始まり高度経済成長期の過剰な設備投資によるライフラインの整備、生産施設の整備、戸建住宅或いは集合住宅といった住居系の整備、商業施設の整備等のあらゆる建築構造物が供給される状況にあった。つまり、建設市場は経済成長に対して敏感に反応し、その経済成長によって発展を遂げたと言える。また、この時代の状況としては建物や設備が老朽化・陳腐化したものは廃棄し、新しい建物や設備へと簡単に置き換えるスクラップアンドビルトと呼ばれる環境にあったと考えられる。つまり、経済の拡大とその変化に価値を見いだすための大量生産と大量消費のために、建設業はスクラップアンドビルトを繰り返したフロー型の社会であった。この状況によって、建設技術は急速に進歩していったと考えられる。

しかしながら、1990年代のバブル経済崩壊による景気後退の影響で、企業の設備投資或いは個人消費の低下に伴い新築建物の建設需要まで低下する状況に至った。これにより、建設技術の進展が減衰したものと言える。さらに、建設業としては追い討ちを欠けるような出来事として、1995年の兵庫県南部地震によって、これまでのフロー型社会で数多く建設した建物が崩壊するといった過去に経験したことのない悲惨な事態を経験することになった。この地震では、数多くの尊い命を失うことになり、構造物の被害状況として、大破以上の被害を受けた建物は現行の耐震規定（1982年以降）以前に建築された建築物の被害が顕著に見られたと報告されている^{1.1)}。また、この地震による甚大な被害を受けた結果、現行の基準に適合しない建築物に対して建築物の耐震性能を高めるために「建築物の耐震改修の促進に関する法律」が1995年12月に制定された。さらに、この経験を踏まえて建設業に携わる人々は建物の構造或いはその構造物の価値を真摯に見つめ直す機会になったと考えられる。すなわち、建設業は、経済の低迷と共に既存建築物に対して基本的な安全性能を確保した良質な建物として長く利用する考え方へと移行したと言える。さらに、地球環境問題に対する配慮から、既存建築物を壊さずに建設廃棄物を減らして長寿命化を図るべきといった議論が活発に行われるようになったことも、その背景の一つとして考えられる。すなわち、建設業の考え方はフロー型社会からストック型社会へと転換することになった。こういった社会情勢を背景として近年では、日本を含めて世界各地において海溝型巨大地震や直下型巨大地震が頻繁に発生している地震活動期に入っており、大地震の発生を踏まえて公共性の高い建築物の耐震性がこれまで以上に問題視されている。こういった状況の中で、現行の建築基準法における現行の耐震設計では1次設計として「建築物の耐用年限中に数度遭遇する程度の地震動に対してほとんど建築物の損傷の恐れが無いこと」、2次設計として「建築物の耐用年限中に1度遭遇するかもしれない程度の地震動に対

して建築物の構造体に部分的なひび割れ等の損傷が生じても最終的に建築物の倒壊や崩壊する恐れが無いこと」としている。

一方、建築物を対象とした耐震設計においては、地震後の機能確保や構造骨組の損傷回避を目標とする性能が求められるようになった。そこで、建築構造技術の革新的な発展と共に構造物に対する設計法の開発が行われ、特に、2000年の建築基準法及び同施行令の改正によって、性能規定の概念が導入されることとなり、構造計算法としてはこれまでに行ってきた従来の「許容応力度設計法」に加え、「限界耐力計算法」が認められるようになった。つまり、設計方法が従来の仕様規定型から性能規定型へと移行するようになったと言える。さらに、この法改正によって、仕様規定の適用を受けなくて良いことから、免震構造や制震構造（制振構造）といった構造形式の導入が容易になった。これらの構造形式は応答制御構造^{1.2)}と呼ばれ、構造骨組の損傷低減と応答加速度や層間変形角等の応答低減を同時に達成することができ、かつ、建物の挙動を動的応答解析により定量的に把握することができる。つまり、地震時における建物の安全性を向上させることは当然のこととして、さらに、地震後も地震前と機能性を実現させることを想定した制震構造が注目されるようになったと言える。

また、制震構造の研究は1960年代から行われている^{1.3)}。制震構造とは、地震時の建物の損傷を軽減させることを目的として、建物の主体構造に制震装置を組込むことによって、建物全体の揺れを制御する構造形式である^{1.4,1.5)}。現在では数多くの制震技術が実用化されている。制震構造は、外部エネルギーの供給を必要とするアクティブ型、外部エネルギーを必要としないパッシブ型、これらを混合したハイブリッド型に大別できるとしている^{1.5)}。その中でも、パッシブ型はコストアップが小さいことから、新築構造物の超高層建築物を中心に普及し、近年では戸建住宅を含む中低層建築物や物流倉庫等の大空間構造物、さらには、既存不適格建築物と診断された建築構造物の耐震補強にまで普及している。こういったパッシブ型制振構造物に用いられる制振部材の種別は、オイルダンパー、粘性ダンパー、粘弾性ダンパー、鋼材・摩擦ダンパーの4種類に分類できるとしている^{1.5)}。ここで、制振部材の鋼材・摩擦ダンパーに着目すると、鋼材・摩擦ダンパーは力学機構として塑性履歴機構に分類され、主として鋼材や鉛といった金属材料の塑性履歴に伴う減衰抵抗力によって地震エネルギーの消散を行う機構である^{1.5)}。つまり、他の制振部材に比べて低コストで簡単に施工できることが可能で、特に、鋼材を用いたダンパーは安定した履歴特性が得られること、温度依存が無いこと、低コストであること、かつ、維持管理に対してほぼメンテナンスフリーに近い状態で取り扱えること等の理由からはば広く用いられている。

しかしながら、制震構造とした構造物は、法整備に後押しされて増加傾向にあるものの構造物全体数から見ると少ない状況にあると言える。その理由として考えられることとしては、制震構造の建物或いは耐震補強を提案する場合には、大前提として制震デバイスを取り扱う必要がある。多くの場合、自社独自のオリジナル制震デバイスを保有していないことから、開発された製品に頼らざるを得ない状況にある。そのため、多くの建設会社はコ

ストの面で競争力がなく対応できていない状況と言える。さらに、設計面においては一貫構造計算ソフト等の構造計算の環境が整っていないことや時刻歴応答解析による複雑な検討が必要なこと等が制震構造の普及を足踏みさせていると言える。つまり、現状においては大手設計事務所や大手建設会社による限られた市場となっていることから、制震構造が加速的に普及していないと考えられる。

しかしながら、近年の我が国の建設市場は、2020年の東京オリンピック開催に伴う建設需要や高度経済成長期に整備された社会資本の老朽化対策需要等によって、考え方と方針を間違えるとフロー型社会へと陥る危険性を含んだ状況にあると考えられる。すなわち、建設業に携わる者は同じ経験を繰り返さないためにも、限られた財源のもとで効率的・効果的な社会資本整備を念頭に置き、構造物をできる限り長寿命化することを意識した開発が望まれる。つまり、構造物に対しては地震が起こった後も建築物を利用可能とする「機能維持」までを目標として、構造物に対する現状の性能を的確に把握し、要求性能を満足するように設計や提案をしていかなければならない。

そこで、こういった構造物の要求を満足させることができる構造形式が制震部材を用いた制震構造であり、今後ますます期待される構造形式であると考えられる。ただし、制震部材を適用する場合については、想定外の地震によって制震部材が機能しなくなった際に対しても、建物の周辺架構には建物が倒壊に至ることがないように耐震性を十分に保有させておくことが重要である。

よって、長寿命化を意識したストック型社会への対応として制震構造をこれまで以上に普及させるために、常に新しい制震ダンパーの開発を行うことやこれまでに開発された制震ダンパーの問題点を改良することは有効な方法であり、かつ、とても重要なことであると考えられる。

1. 2 履歴型ダンパーに関する既往の研究

本論文では、1.1 節で述べた制震部材の中でも、特に、鋼材系の履歴型ダンパーを対象として研究を行うこととしている。また、これまでに、コストの観点から鋼材を利用した履歴型ダンパーは特に多く開発され実用化されている。その中でも、鋼材を利用した履歴型ダンパーは、軸型の座屈拘束ブレースとせん断型のパネルダンパーの研究が多い。そこで、鋼材系の履歴型ダンパーを対象として、代表的な座屈拘束ブレースとパネルダンパーの既往の研究を紹介する。

(1) 座屈拘束ブレース

座屈拘束ブレースは、引張軸力と圧縮軸力を負担する芯材部分に鋼材を使用し、さらに、芯材部分が圧縮軸力を負担する際に座屈しないように鋼材あるいはモルタル等によって座屈補剛された形状となっている。また、座屈拘束ブレースはこの形状にすることで地震エネルギーを効率よく吸収し、引張側、圧縮側共に同様の力学特性を示すことができる。

また、初めて引張側、圧縮側共に安定した防水形の履歴特性を有する座屈拘束ブレースの開発に成功したのは、若林、中村等の研究グループである^{1.6)}。この研究以降、数多くの研究者は座屈拘束ブレースとして優れた性能と差別化を意識したデバイスを目標に研究を行い、実用化されているデバイスも多く開発され、中でもアンボンドブレースと二重鋼管座屈拘束ブレースは代表的な履歴型の座屈拘束ブレースであると言える。そこで、本研究の参考とするために代表的な研究を紹介する。

アンボンドブレースの研究については、長尾、世良等の研究グループが芯材にH形鋼を使用し、鉄筋コンクリートで座屈補剛した座屈拘束ブレースの開発^{1.7)}、真瀬、矢部等の研究グループが芯材に十字型断面の鋼材を使用し、繊維補強コンクリートで座屈補剛した座屈拘束ブレースの開発^{1.8)}、佐伯、和田等の研究グループが芯材に平鋼や十字型断面の鋼材を使用し、鋼管とモルタルによって座屈補剛した座屈拘束ブレースの開発^{1.9, 1.10, 1.11)}、長尾、高橋等の研究グループが芯材に角鋼管を使用し、鉄筋コンクリートで座屈補剛した座屈拘束ブレースの開発^{1.12)}について報告されている。これらの研究では、形状提案を行い、そして、実大実験による性能確認、さらには、解析検討を行い実挙動に対する安全性の確認を行っている。

また、二重鋼管座屈拘束ブレースの研究については、今井等の研究グループが芯材に円形鋼管を使用し、さらに、芯材の外側或いは内側に配置された円形鋼管によって座屈補剛した二重鋼管形式の座屈拘束ブレースの開発^{1.13, 1.14, 1.15, 1.16, 1.17)}について報告されている。このブレースは、円形鋼管を使用していることから、建物に組み込まれた際に通常よりブレースが細く見えるといった意匠性に考慮した形状が特徴であり、さらに、このブレースにはピンタイプと高力ボルトタイプがあり、特にピンタイプについては高強度の特殊鋼材を使用したクレビスと呼ばれる接合部を用いることで、高力ボルトタイプでは実現不可能

なシンプルな接合部を可能にしたもので、ブレースの性能確認および補剛性能の確認等を行い安全性の確認を行っている。

さらに、木下、宮川等の研究グループは、既存不適格建築構造物である RC 造を対象として、耐震補強工法に用いるデバイス材に二重鋼管座屈拘束ブレースを使用した場合の検証実験を行い、耐震性能の確認を行っている^{1.18, 1.19, 1.20)}。

また、上記に示した座屈拘束ブレースは制震部材として使用する場合には、その多くはブレースの芯材に低降伏点鋼材を用いていることが特徴として挙げられる。この低降伏点鋼材は、長所として変形性能に優れていることが挙げられるが、短所として市場に流通している一般的な鋼材でないことから「コストアップ」になる問題点が挙げられる。

そこで、これまでにない新しい座屈拘束ブレースとして長尾、神谷、田口、萩野谷等の研究グループにより、低降伏点鋼材の長所を最大限に発揮させ、かつ、「コストアップ」に配慮した構造形式である三重鋼管座屈拘束ブレースが提案されている。また、この研究では、提案した形状のダンパー部分に対して実大要素実験を行い、性能確認と圧縮側の大変形時に起こる芯材の局部座屈による補剛材への影響について報告されている^{1.21, 1.22, 1.23, 1.24, 1.25)}。一方、これまでの座屈拘束ブレースの軸材は、形鋼や鋼管を使用した場合がほとんどであり、座屈拘束ブレースの軸材に鋼棒を使用した研究は比較的少ない。この形状に着目して藤井、田川等の研究グループは、芯材に丸鋼を使用し、鋼管で座屈補剛した座屈拘束ブレースを提案している。この研究は中低層の鉄骨造建物を対象として使用することを目的として、性能確認実験を行い、挙動特性さらには座屈拘束材の設計条件等を報告されている^{1.26, 1.27)}。また、その他にも RC 造の壁内に平鋼を内蔵させた構造形式の座屈拘束ブレースを用いた研究が数多く行われている。その中で、井上、沢泉等の研究グループは鋼板の全体座屈に関する研究^{1.28)}と壁端部の局所的な座屈破壊に関する研究^{1.29)}について報告されている。さらに、井ノ上、石井等の研究グループは鋼板の付着性状に関する研究について報告されている^{1.30)}。また、鋼材の疲労問題を対象とした研究として、前田、中田等の研究グループは疲労試験を実施して検討を行いその結果を報告されている^{1.31)}。

(2) パネルダンパー

パネルダンパーはダンパー部分に鋼板を使用し、さらに、ダンパーの面外拘束用としてダンパー部分の周囲に鋼板を溶接接合した形状が一般的である。また、パネルダンパーのダンパー部分に使用している鋼材は、変形性能に優れた建築構造用低降伏点鋼材を使用している場合が多い。パネルダンパーを建築物に組込む場合、支持部材を介して間柱型、ブレース型、壁型といった形式で設置することが想定されるが、一般的には建築物の周辺架構の中間に間柱を施工し、その間柱の間にパネルダンパーを設置することが多い。この場合、建物全体はパネルダンパー自体にはせん断変形によるエネルギー吸収のみを許容し、かつ、周辺架構自体もせん断変形のみを許容する変形モードになるように配慮することが望ましいと考えられる。また、パネルダンパーは、建築構造用低降伏点鋼材が開発されたことで急速に研究が進んだと言える。パネルダンパーの材料として建築構造用低降伏点鋼

材を使用したダンパーの基礎的研究を行ったのは玉井、近藤等^{1.32)}の研究グループ、細沢、可児等^{1.33)}の研究グループ、渡辺、岩田等^{1.34)}の研究グループ、三山、田中等^{1.35)}の研究グループである。そこで、本研究の参考とするために代表的なパネルダンパーに関する研究を紹介する。

パネルダンパーの研究については、田中、佐々木等の研究グループが極低降伏点鋼を用いたパネルダンパーの実験を行い、その結果を用いて静的履歴減衰性能について報告している^{1.36)}。また、座屈問題を対象とした研究として鈴木、加藤等^{1.37)}、末國、五十嵐等^{1.38)}の研究グループはダンパーのせん断変形に伴って発生する座屈の座屈補剛について報告されている。また、田中、三山等の研究グループは極低降伏点鋼材を用いた正方形のせん断パネルの静的せん断実験を行い、幅厚比が履歴性能に及ぼす影響等について報告されている^{1.39)}。また、パネルダンパーは変形するに伴って軸力を負担することが確認されている。そこで、発生軸力を対象とした研究として安田等^{1.40)}、金子、太田等^{1.41)}、鈴木等^{1.42)}の研究グループにより、ダンパーの変形に伴って発生する軸力がパネルダンパーの性能に及ぼす影響について報告されている。さらに、建築物の主架構にパネルダンパーを組込んだ実験を対象として、竹中、玉井等^{1.43)}、田中、鳥居等^{1.44)}、品部、関、勝俣等^{1.45)}及び土屋、和田等^{1.46)}の研究グループによりフレーム弾性域でのダンパー効果、フレームとダンパーとの応力分担状況について報告されている。

その他の研究として、広田、伊藤等^{1.47)}、大垣、鈴木等^{1.48)}の研究グループによるダンパー量の調節や取替え時の利便性を考慮した連結型のパネルダンパーに関する研究、また泉、成原等^{1.49)}、龍神、藤波等^{1.50)}、金澤、玉井等^{1.51)}、植木、加村等^{1.52)}、藤波、岩岡等^{1.53)}、塚谷、小岩等^{1.54)}の研究グループは低サイクル疲労実験を実施した研究が報告されている。

上記に示すように、代表的な履歴型ダンパーの座屈拘束ブレースとパネルダンパーの既往の研究によって、制震工法が普及されるようになったものと言える。

本研究は、こういった数多くの研究者による知見を踏まえて、これまで以上に制震構造を普及させるために常に新しい制震ダンパーの開発を行い、そのうえで構造的利用価値の発現に寄与することが重要であると考えている。

そこで、これまでの研究によって得られた知見については、座屈拘束ブレースの研究では座屈拘束ブレースの軸材に形鋼や鋼管を使用した場合ほとんどであり、軸材に鋼棒を使用した研究は比較的少ない状況にある。また、パネルダンパーの研究ではパネルダンパーが変形することでパネルに軸力が作用することが確認されている。さらに、軸力が作用することによるパネルダンパーの性能に対する影響は小さいことも確認されている。しかしながら、若干ではあるものの軸力が作用することを踏まえると、何らかの影響で設計上問題となる可能性に対して回避する工法を考慮しておくことも重要である。また、こういった影響を対象とした研究は比較的少ない状況にある。

1. 3 研究目的

本研究は、長寿命化を意識したストック型社会へ対応として、建築構造物が地震後も機能維持できるようにするための技術の一つである制震構造をこれまで以上に普及させるために、制震構造に不可欠である制震部材の開発に取り組むものである。特に、制震部材の中でもコストの観点から実用化された例が多く、制震設計において信頼性が高い鋼材系の履歴型ダンパーの開発を対象としている。

これまでの既往の研究を踏まえて、本論文では、新築の建築物或いは既存建築物の構造性能を向上させることを目的とし、軸型の座屈拘束ブレースおよびせん断型のパネルダンパーを提案する。提案する鋼材ダンパーは図 1.3-1 に示すような軸系の鋼棒ダンパーとせん断系のパネルダンパーである。提案する鋼材ダンパーの詳細については2章で述べるが、それぞれのダンパーについて簡単に示しておく、軸系の鋼棒ダンパーは軸力を伝達する芯材が鋼棒となっており、この部分が軸方向に降伏することによって地震時のエネルギーを吸収する。さらに、地震時の大変形においては、鋼棒ダンパーを構成している隙間調整材と補剛管が、芯材である鋼棒に生じる座屈現象を抑制する。また、芯材に一般的な鋼棒を用いていることから、形鋼に比べて形状を細くすることが可能になる。また、ダンパーの形状が細くなることによって、比較的狭い個所への設置が可能になること、制震部材の軽量化にも繋がり施工性が良くなることが期待できる。さらに、提案する鋼棒ダンパーはダンパーを構成している部材を簡単に組み立てられることを想定している。よって、鋼棒ダンパーは現場で組み立てることも可能になり、納品時における輸送面やダンパーの交換といった面において効率的な対応が期待できる。

また、せん断系のパネルダンパーは建築構造物の架構面を極力塞がずにダンパーを設置する間柱型に適用することを想定している。また、パネルダンパーを構成しているパネル材には、これまでのパネルダンパーと同様に低降伏点鋼材を使用し、パネル材のせん断変形によってエネルギー吸収する機構であるが、これまでのパネルダンパーと異なり、パネルダンパーを取付ける接合部が凹凸状の鋼材を噛み合せた形状となっている。この形状を有することで、ダンパーの変形に伴って発生する軸力を緩和することが可能になる。また、パネルダンパーは軸力を緩和できることで、大変形までせん断変形を卓越させることが期待できる。さらに、パネルダンパーに軸力が作用すると周辺架構の梁が脆弱な場合には梁の曲げ変形を許容し、想定している性能が発揮できない可能性がある。すなわち、一般的な完全固定形式の接合部によって取付けた場合において、こういった可能性に対して対処できる工法として期待できる。

よって、本論文では、上記に示すような提案するダンパーを制震構造に適用できるようにすることを目的として、提案するダンパーによる静的実験と数値解析を通して、それぞれのダンパーに対して性能検証を行う。また、性能検証によって、提案したダンパーの力学特性を明確化するとともに、履歴型ダンパーとして新築建築物に適用した場合の有効性

について評価する．さらに，今後ますます普及することが期待できる制震構造の実設計に適用するために，必要となる基礎的データの蓄積を行う．

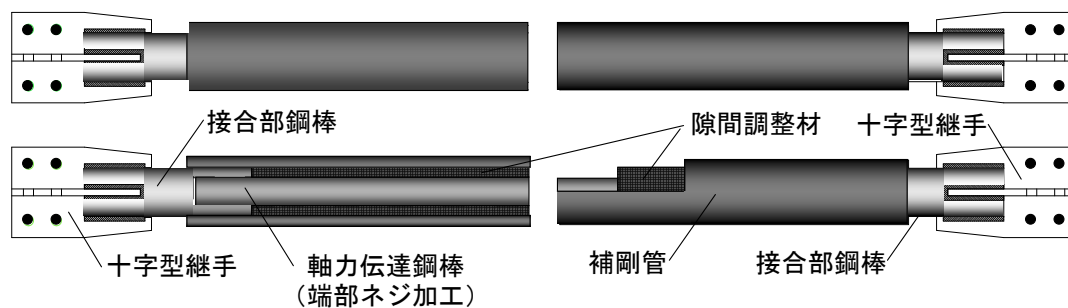


図 1.3-1 (a) 鋼棒ダンパー

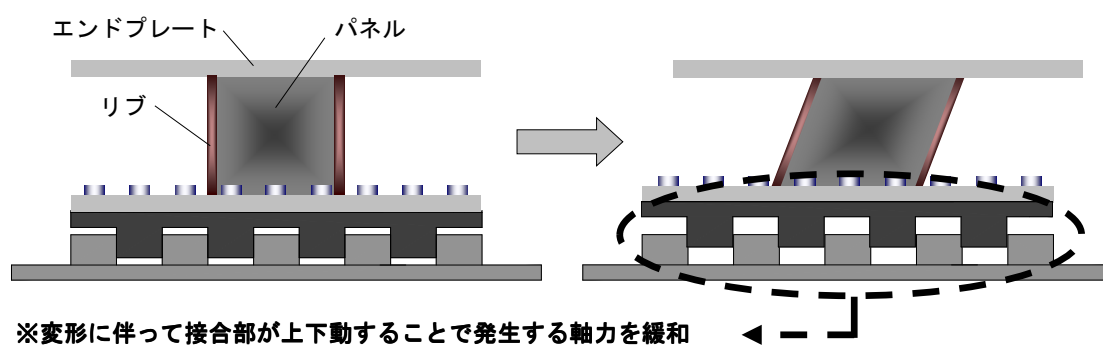


図 1.3-1 (b) パネルダンパー

1. 4 論文構成

本論文は、本章の第1章「序論」を含めて全7章により構成されている。第1章から第7章は以下に示す内容となっている。

第1章 序論

第2章 鋼材を利用した履歴型ダンパーの提案

第3章 鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究

第4章 パネルダンパーの履歴特性に関する実験的研究

第5章 鋼棒ダンパーとパネルダンパーの履歴モデルの検討

第6章 実建物を想定したモデルによる地震応答解析

第7章 結論

各章の概要を以下に述べる。また、各章については、その章の研究目的、研究方法と内容、結果と考察、まとめから構成されている。

第1章 「序論」

本研究の背景、履歴型ダンパーに関する既往の研究および研究目的について述べるとともに、本論文を構成している各章の概要について述べる。

第2章 「鋼材を利用した履歴型ダンパーの提案」

本研究で主として扱っている制震工法の概要や分類について述べる。研究の対象として提案した軸型とせん断型の履歴型ダンパーの特徴および構成概要、各構成部材の機能について述べる。

第3章 「鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究」

鋼棒ダンパーの形状を確定するために行なった縮小実験と確定した形状の実大実験について述べる。本実験によって、復元力特性、軸剛性、耐力上昇率および塑性変形能力、履歴吸収エネルギーと等価減衰定数について詳細な検討を行い、制震部材としての有効性を評価する。また、実験を再現する解析モデルによって FEM 解析を行い、実験結果と解析結果の比較検討を行い、実験で得られた不明な点についての分析を行っている。

第4章 「パネルダンパーの履歴特性に関する実験的研究」

パネル材の形状として縦横比を 1:1 とした場合のパネルダンパーを対象として、提案する接合部形式を採用した場合と採用しない場合の試験体に対して行なった静的実験について述べる。本実験によって、提案する接合部形式を採用した場合と採用しない場合の実験結果に対して、復元力特性、パネルダンパーの性能値、発生軸力の比較検討を行い、提案する接合部形式を採用した場合の有効性について評価する。また、実験を再現する解析モ

デルによって FEM 解析を行い、実験結果と解析結果の比較検討を行い、実験で得られた不明な点についての分析を行っている。

第5章 「鋼棒ダンパーとパネルダンパーの履歴モデルの検討」

提案した鋼棒ダンパーおよびパネルダンパーの履歴モデルの検討を行う。具体的には、鋼棒ダンパーについては実験結果を踏まえて鋼棒ダンパーの復元力特性を完全弾塑性型と仮定し、既往の履歴モデルを用いて応答解析を行い、その結果を実験結果と比較し鋼棒ダンパーの履歴モデルの妥当性について検討する。また、パネルダンパーについては実験結果を踏まえて提案するパネルダンパーの復元力特性として、材料の歪硬化の影響によって繰り返すごとに耐力が上昇することを考慮した既往の履歴モデルを用いて応答解析を行い実験結果と比較し、提案するダンパーの履歴モデルの妥当性について検討する。そして、提案したそれぞれのダンパーに対して行なった応答解析結果を考察することによって、既往の履歴モデルを用いて設計を行う有効性について述べる。

第6章 「実建物を想定したモデルによる地震応答解析」

実際の建物に本研究で提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーを制震要素として組み込み地震応答解析を行う。具体的には、実建物を想定した主架構モデルを作成し、架構のみモデルと架構に制震部材として提案する鋼棒ダンパーとパネルダンパーを組み込んだモデルに対してそれぞれ地震応答解析を行い、本研究で提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーの制震効果と制震設計に用いる際に使用する履歴モデルの妥当性について検討を行う。さらに、その結果を踏まえて、本研究で提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーの有効性について述べる。

第7章 「結論」

第6章までに得られた研究知見を要約し、本研究の総括的な結論を示すとともに、今後の課題について述べる。

参考文献

- 1.1) 建設省建築研究所：平成七年兵庫県南部地震被害調査最終報告書,平成8年3月
- 1.2) 日本建築構造技術者協会：応答制御構造設計法,彰国社,2000.12.
- 1.3) 小堀鐸二, 南井良一郎：制震系の解析（制震構造に関する研究1）,日本建築学会論文報告集,第66号, pp.257-260,1960.10.
- 1.4) 日本建築構造技術者協会：構造レトロフィット（特殊耐震・免震・制振改修の事例）,建築技術,2001.6.
- 1.5) 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,2003.10.
- 1.6) 若林實, 中村武, 樫原章雄, 森菌哲郎, 横山浩明：繰返し水平力を受ける絶縁ブレース内臓PC壁板の弾塑性性状に関する実験的研究（その1,2）,日本建築学会大会学術講演梗概集,構造系,pp.1041-1044,1973.10
- 1.7) 長尾直治, 世良耕作, 中村茂, 大内一之, 大谷清介, 古田島清彦：RCでH形鋼を被覆したアンボンドブレースの実験的研究（その1,2）日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸）,C,構造Ⅱ, pp.1773-1776,1992.8.
- 1.8) 真瀬伸治, 矢部喜堂, 寺田岳彦, 堀江竜巳, 岡沢岳, 堀富博, 中村庄滋：極低降伏点鋼を用いたアンボンドブレースダンパーに関する研究（その2）,日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道）,C-1,構造Ⅲ,pp.409-410,1995.8.
- 1.9) 佐伯英一郎, 前田泰史, 中村秀司, 緑川光正, 和田章：実大アンボンドブレースに関する実験的研究,日本建築学会構造系論文集,No.476,pp.149-158,1995.10.
- 1.10) 佐伯英一郎, 岩松浩一, 和田章：有限要素法によるアンボンドブレースの弾塑性挙動解析と実験結果との比較,日本建築学会構造系論文集,No.484,pp.111-120,1996.6.
- 1.11) 佐伯英一郎, 前田泰史, 岩松浩一, 和田章：フレームに組み込まれたアンボンドブレースの弾塑性挙動解析,日本建築学会構造系論文集,No.489,pp.95-104,1996.11.
- 1.12) 長尾直治, 高橋茂治：角鋼管を鉄筋コンクリートで被覆したアンボンドブレースの弾塑性性状,その1 繰返し加力実験,日本建築学会構造系論文報告集,No.415,pp.105-115,1990.9.
- 1.13) 桑原進, 多田元英, 米山隆也, 今井克彦：二重鋼管の補剛性能に関する研究,日本建築学会構造系論文報告集,第445号,pp.151-158,1993.3.
- 1.14) 多田元英, 桑原進, 米山隆也, 今井克彦：二重鋼管のK形ブレース材を有する架構の水平加力実験,鋼構造年次論文報告集,第1巻, pp.203-208,1993.7
- 1.15) 小林智洋, 稲田雅宣, 今井克彦, 木下陵二, 森田時雄, 萩野谷学：内管補剛型二重管FLD部材の載荷実験（その1）,日本建築学会大会学術講演梗概集（関東）,C-1,構造Ⅲ, pp.657-658,2001.9.
- 1.16) 木下陵二, 宮川和明, 阪口暁洋, 今井克彦：内管補剛型二重管FLD部材の載荷実験（その2）,日本建築学会大会学術講演梗概集（東海）,C-1,構造Ⅲ, pp.765-766,2003.9.

- 1.17) 木下陵二, 宮川和明, 阪口暁洋, 今井克彦: 内管補剛型二重管 FLD 部材の載荷実験 (その 3), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), C-1, 構造 III, pp.1009-1010, 2005.9.
- 1.18) 宮川 和明, 萩野谷学, 木下陵二, 藤澤一善, 久木田真一, 藤永隆, 大谷恭弘, 三谷勲: 銅管ブレースを使用した既存 RC 造建築物の耐震補強工法に関する実験的研究 (その 1~3): 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北), C-2, 構造 IV, pp.377-382, 2000.9.
- 1.19) 宮川和明, 萩野谷学, 木下陵二, 藤澤一善, 久木田真一, 井上大輔, 藤永隆, 三谷勲: 銅管ブレースを使用した既存 RC 造建築物の耐震補強工法に関する実験的研究 (その 4): 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北), C-2, 構造 IV, pp.767-768, 2001.9.
- 1.20) Ryoji Kinoshita, Kazuaki Miyagawa, Manabu Haginoya, Kazuyoshi Fujisawa, Katsuhiko Imai, Yasuhiro Ohtani, Isao Mitani, STUDY ON SEISMIC RETROFIT FOR EXISTING R/C BUILDINGS BY USING CHS BRACING, Seismic design of concrete structures, 2002.
- 1.21) 萩野谷学, 田口孝, 神谷隆, 長尾直治, 竹板和成: 三重鋼管座屈拘束制震ブレースの力学特性に関する実験的研究, 第 12 回日本地震工学シンポジウム論文集, pp.858-861, 2006.
- 1.22) 田口孝, 萩野谷学, 神谷隆, 長尾直治, 竹板和成: ダンパー部形状が三重鋼管座屈拘束制震ブレースの力学特性に及ぼす影響, 第 12 回日本地震工学シンポジウム論文集, pp.866-869, 2006.
- 1.23) 竹板和成, 長尾直治, 田口孝, 萩野谷学: 三重鋼管座屈拘束制震ブレースの耐震性能に関する解析的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第 14 巻, pp.753-758, 2006.
- 1.24) 佐々木淳一, 長尾直治, 田口孝, 萩野谷学: 三重鋼管座屈拘束制震ブレースの全体座屈荷重に関する解析的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第 15 巻, pp.567-572, 2007.
- 1.25) 萩野谷学, 田口孝, 長尾直治, 神谷隆: スリット孔を有する座屈拘束ブレースの力学特性に関する実験的研究, 鋼構造論文集, 第 15 巻第 57 号, pp.35-43, 2008.
- 1.26) 藤井俊二, 田川浩: 丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースに関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 650 号, pp.879-885, 2010.4.
- 1.27) 藤井俊二, 田川浩: 丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースの挙動特性, 日本建築学会構造系論文集, 第 659 号, pp.167-174, 2011.1.
- 1.28) 井上一朗, 沢泉紳一, 東端泰夫, 井ノ上一博: アンボンド平鋼ブレース内臓コンクリート壁の座屈補剛設計, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 432 号, pp.41-49, 1992.2.
- 1.29) 井上一朗, 沢泉紳一, 東端泰夫, 井ノ上一博: アンボンド平鋼ブレース内臓コンクリート壁端部の補剛設計, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 443 号, pp.137-146, 1993.1.
- 1.30) 井ノ上一博, 石井修, 東端泰夫: アンボンドブレース内臓 PCa 壁版に関する実験的

- 研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), C, 構造Ⅱ, pp.1499-1500, 1989.10.
- 1.31) 前田泰史, 中田安洋, 岩田衛, 和田章: 軸降伏型履歴ダンパーの疲労特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.503, pp.109-115, 1998.1.
 - 1.32) 玉井宏章, 竹中啓之, 中野孝司, 小島修, 近藤一夫, 花井正実: 低降伏応力度鋼板を用いた K 型ブレース制震装置に関する研究(その 1,2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C, 構造Ⅱ, pp.1447-1450, 1991.9.
 - 1.33) 細沢治, 可児長英, 小倉桂治, 辻田修: 極低降伏応点鋼材の履歴減衰による制振システム, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C, 構造Ⅱ, pp.1025-1026, 1991.9.
 - 1.34) 岩田衛, 和田章, 川合廣樹, 渡辺厚: 被害レベルの制御設計手法の研究(Damage Tolerant Design の研究), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C, 構造Ⅱ, pp.1355-1356, 1992.8.
 - 1.35) 三山剛史, 田中清, 平澤光春: 極低降伏点鋼を用いた制振構造に関する研究(その 1,2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 構造Ⅰ, pp.1593-596, 1993.9.
 - 1.36) 田中清, 佐々木康人: 極低降伏鋼を用いた制震パネルダンパーの静的履歴減衰性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 509 号, pp.159-166, 1998.7.
 - 1.37) 加藤征宏, 薩川恵一, 石井和人, 鈴木敏郎: 補剛された薄平板の面内せん断に対する非線形挙動(その 1~3), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), C-1, 構造Ⅲ, pp.819-824, 2009.8.
 - 1.38) 末國良太, 五十嵐規矩雄, 松尾純, 鈴木敏郎, 佐伯英一郎, 林賢一: 補剛材付きせん断パネルダンパーの繰返し履歴挙動と変形性能(その 1~3), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C-1, 構造Ⅲ, pp.1021-1026, 2010.9.
 - 1.39) 三山剛史, 田中清, 孟令樺, 平澤光春: 極低降伏点鋼用いた制振構造に関する研究(その 3,4), 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 構造Ⅰ, pp.1043-1046, 1994.9.
 - 1.40) 安田聡他: 極低降伏点鋼を用いたせん断降伏型制振部材の低サイクル疲労実験, 鋼構造年次論文報告集, 第 4 巻, pp.347~35, 1996
 - 1.41) 金子洋文, 太田 義弘: 架構内に配置される制震間柱の初期軸力の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), C-1, 構造Ⅲ, pp.955~956, 2008.9.
 - 1.42) 鈴木泉他: 一定鉛直変位下のせん断パネル型ダンパーの力学性能に関する実験的研究, 鋼構造論文集, Vol.19, No.73, 2012
 - 1.43) 竹中啓之, 國松晃寛, 中野孝司, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実: 低降伏応力度鋼板を用いた K 型ブレース制震装置に関する研究(その 3), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C, 構造Ⅱ, pp.1337-1338, 1992.8.
 - 1.44) 田中清, 鳥居次夫, 和田章, 川合廣樹, 岩田衛, 佐々木聡, 佐々木康人, 三山剛史: 極低降伏点鋼制振パネルを用いた被害レベル制御設計法の鉄骨造高層建物への適用(その 3~5), 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), C-1, 構造Ⅲ, pp.695-700, 1996.9.

- 1.45) 品部祐児, 関松太郎, 勝俣英雄, 佐野剛志, 高橋泰彦: せん断降伏型耐震要素の実時間仮動的実験に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), C-1, 構造Ⅲ, pp.809-810, 1996.9.
- 1.46) 土屋博訓, 和田肇充, 小林秀雄, 高橋康彦, 品部祐児, 鈴井康正, 中田安洋: 低降伏点鋼材を利用した制振間柱架構の構造性能に関する研究 (その 1,2), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), C-1, 構造Ⅲ, pp.717-718, 1997.9.
- 1.47) 広田実, 伊藤茂樹, 加村久哉, 岡本晴仁, 形山忠輝, 高橋賢司, 金子洋文: 低降伏点鋼材を用いた H 形鋼連結型制震壁に関する研究 (その 1), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), C-1, 構造Ⅲ, pp.721-722, 1997.9.
- 1.48) 大垣聡, 鈴木俊雄, 栗屋光弘, 稲田達夫: 性能型構造設計法についての考察 (その 6), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), C-1, 構造Ⅲ, pp.695-696, 1997.9.
- 1.49) 泉満, 成原弘之, 安田聡: 極低降伏点鋼を用いたせん断降伏型制振部材の低サイクル疲労実験 (その 6), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.803-804, 1996.9.
- 1.50) 龍神弘明, 藤波健剛, 山崎達司, 岩岡信一, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実: 普通鋼せん断抵抗材の極低サイクル疲労特性について (その 1,2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.747-750, 1997.9.
- 1.51) 金澤寛, 居田貴史, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実, 江口清, 藤波健剛, 山崎達司, 岩岡信一, 龍神弘明: 普通鋼せん断抵抗材のパネル面外補剛のエネルギー吸収性能に及ぼす影響 (その 1,2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.751-754, 1997.9.
- 1.52) 植木卓也, 形山忠輝, 加村久哉, 伊藤茂樹, 廣田実, 岡本晴久: 極低降伏点鋼を用いた制震パネルに関する研究 (その 1,2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.769-772, 1999.9.
- 1.53) 藤波健剛, 岩岡信一, 龍神弘明, 森下真行, 斉藤芳人, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実: 普通鋼 K 型制震ブレース付架構の弾塑性性状 (その 1,2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.831-834, 1998.9.
- 1.54) 塚谷秀範, 小岩和彦, 澤田昇次, 金子洋文, 鈴木直幹: 低降伏点鋼制震間柱の低サイクル疲労特性に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.615-616, 2001.8.

第 2 章 鋼材を利用した履歴型ダンパーの提案

第2章 鋼材を利用した履歴型ダンパーの提案

2. 1 はじめに

本研究では、新築の建築物或いは既存建築物の構造性能を向上させるためのデバイス材である軸型の座屈拘束ブレースとせん断型のパネルダンパーを提案し、その開発を目的とする。座屈拘束ブレースとは、ダンパー部分が鋼材によって構成されており、その部分を早期に塑性化させることで地震エネルギーを集中させることに特徴がある。代表的な鋼材系の履歴型ダンパーとしては座屈拘束ブレースが挙げられ、座屈拘束ブレースは引張軸力および圧縮軸力共に安定した履歴特性が得られることから制震構造に数多く採用されている。これまでに実用化されている代表的な座屈拘束ブレースには、ブレースを鋼管とモルタルによって座屈拘束したアンボンドブレース^{2.1~2.3)}、ブレースを鋼管によって座屈拘束した二重鋼管座屈拘束ブレース^{2.4)}などがある。これらは共に引張力や圧縮力のどちらが作用した場合にも優れた変形性能を有していることが特徴で、両者の共通点としては低降伏点鋼を使用していることが挙げられる。この材料は、一般的に使用されている引張強さが 400N/mm^2 相当の鋼材に比べ降伏点が低く塑性変形性能に優れている特徴があるが、降伏点以降の歪硬化による耐力上昇が大きいことや幅広く市場に流通していないことが短所である。そして、圧縮時の大変形領域における終局状態では、主として全体座屈および局部座屈の2つの現象によって復元力が失われることが分かっている^{2.5)}。この内、全体座屈の拘束問題に関しては、多くの研究者によって様々な検討が進められている^{2.4, 2.6)}。これらの研究で対象とした座屈拘束ブレースの軸材は、形鋼や鋼管を使用した場合がほとんどである。一方、座屈拘束ブレースの軸材に鋼棒を使用した研究^{2.7, 2.8)}は比較的少ない。さらに、これらの研究は中低層の鉄骨造建物に使用できる低軸力の座屈拘束ブレースを対象としているため、広い軸力の範囲を対象とした軸材に鋼棒を使用した座屈拘束ブレースの研究は、そのデータの蓄積が比較的少ない状況にある。

そこで、低層から高層建物まで使用可能な比較的高い軸力に対応できる鋼棒ダンパーを提案し、実験を通してその有効性を確認する。提案する鋼棒ダンパーの特徴を以下に示す。

- ・強軸、弱軸に関係なく使用できる。
- ・芯材に鋼棒を用いていることから形鋼に比べて形状を細くすることが可能になる。
- ・既存躯体の比較的狭い個所（例えば、構面内の梁位置によって生まれる柱と梁の間等）への設置が可能になる。
- ・補剛材にモルタルを用いた座屈拘束ブレースに比べて軽量であるため、施工性の向上に繋がる。
- ・鋼棒ダンパーは構成している部材を簡単に組み立てられることから、鋼棒ダンパーを現場で組み立てることも可能になり、納品時における輸送面やダンパーの交換といった面

において効率的な対応ができる。

- ・芯材である鋼棒は溶接を行わないため応力集中等の影響がない。

次に、パネルダンパーとはダンパー部分に変形性能に優れた低降伏点鋼材を使用し、この鋼材が地震時の挙動に対してせん断変形させることで地震エネルギーを吸収させるところに特徴がある。パネルダンパーを使用する場合、ダンパーを設置するための接合部を完全固定にした場合にはダンパーの変形に伴って軸力が発生することが考えられる。また、パネルダンパーを用いる場合、一般的には周辺架構の中間に間柱を施工しその間柱の間にパネルダンパーを設置することが多い。この場合、パネルダンパーを用いることで建物全体はパネルダンパー自体にはせん断変形によるエネルギー吸収のみを許容し、かつ、周辺架構自体もせん断変形のみを許容する変形モードになるように配慮して用いなければならない。また、パネルダンパーが変形し、それに伴って軸力が発生する場合、特に、耐震補強に使用する場合にはダンパーの性能や配置によっては発生した軸力が既存建築物の骨組み（柱や梁）に影響を与える可能性がある。また、新築に使用する場合には、こうした軸力の影響に対して建築物の骨組み（柱や梁）を設計段階で調整することができるため、大きな問題にならないと考えられる。しかしながら、この場合にはパネルダンパー自体が軸力を負担することになるため、本来期待しているダンパー性能を発揮できない可能性も考えられる。一方、これまでに行われている研究では、ダンパーの変形に伴ってパネルは軸力を負担するものの、降伏後においては軸力の負担が小さくなり、パネルダンパーの性能に対して影響が小さいとの報告もある^{2.9~2.11)}。しかしながら、これらの研究においてもダンパーの変形に伴い、若干ではあるが軸力が発生している。特に耐震補強に使用する場合には、既存躯体が脆弱な構造も想定される。すなわち、若干ではあるものの軸力が作用することが確認されていることを踏まえると、何らかの影響で作用する軸力が問題となる可能性に対して回避する工法を考えておくことは重要であると考えられる。また、その他の研究としてはパネルのせん断変形に伴って発生する座屈の座屈補剛に関する研究について数多く行われている^{2.12, 2.13)}。つまり、パネルのせん断変形に伴って発生する軸力が周辺部材に影響を与えないようにするダンパー形式による研究は少ない。

そこで本論では、耐震補強工法等にも適用することを考慮し、発生軸力を緩和する接合部形式有するパネルダンパーを提案し、実験を通してその有効性を確認する。提案する接合部を有するパネルダンパーの特徴を以下に示す。

- ・周辺架構の梁に対する影響を小さくすることができる。
- ・提案する接合部は上下にクリアランスを設けていることから、ダンパーを設置する際の施工誤差を吸収できる。このことから、パネル部分は物件対応する必要があるためあらかじめ量産が可能である。
- ・パネルダンパーを設置する際のボルトを締め付けることによる軸力の影響はない。

そこで、本章では、制振工法の概要を示すとともに軸系の鋼棒ダンパーとせん断系のパネルダンパーの構成概要を示す。

2. 2 制振工法の概要

制震工法とは、建物の主体構造にダンパーと呼ばれる制振装置を組込むことによって、地震を主とする動的外乱に対して、建物の応答を制御しようとする工法である。つまり、地震の発生によって、建物に入力される地震エネルギーをダンパーがエネルギー吸収することで主体構造の振動エネルギーや損傷を軽減させて応答制御効果を得ようとするものである。また、制振工法の分類については文献 2.14 で詳しく説明されている。制振工法を大別すると、外部から供給するエネルギーによって、「パッシブ型」、「セミアクティブ型」、「アクティブ型」に分類することができる。パッシブ型は外部エネルギーを必要としない手法、セミアクティブ型は少量の外部エネルギーを必要とする手法、アクティブ型は多くの外部エネルギーを必要とする手法である。本研究においては、これらの分類の中でもパッシブ型を対象としている。また、パッシブ型制振工法は表 2.2.1 に示すように分類されている。パッシブ型はセミアクティブ型やアクティブ型に比べて低コストで容易に設置ができるといった施工性に優れていることが特徴である。中でも鋼材系の履歴型ダンパーは、材料に温度依存性がないこと、低コストかつメンテナンスフリーに近い維持管理で済むこと、履歴性状が安定していること等から、これまでに数多く実用化されている。制震装置が組み込まれる構造形式としては、直接接合型、間接接合型、その他の3種類に分類される。直接接合型は層の上および下の主体構造に制震装置を直結するものであり、層間変形を制振装置にほぼそのまま伝達できる。間接接合型は層間変形を梁や束などの曲げ変形をなどを介して伝達するものであり、梁や束の変形によって制振装置の変形が層間変形より小さくなる。その他としては、主体構造の全体変形を利用したものや層間変形を増幅する機構を有するものがある。本研究では特に、直接接合型の筋交い型と間接接合型の間柱型を対象としている。

表 2.2.1 パッシブ型制振工法の力学機構と制振部材の種別

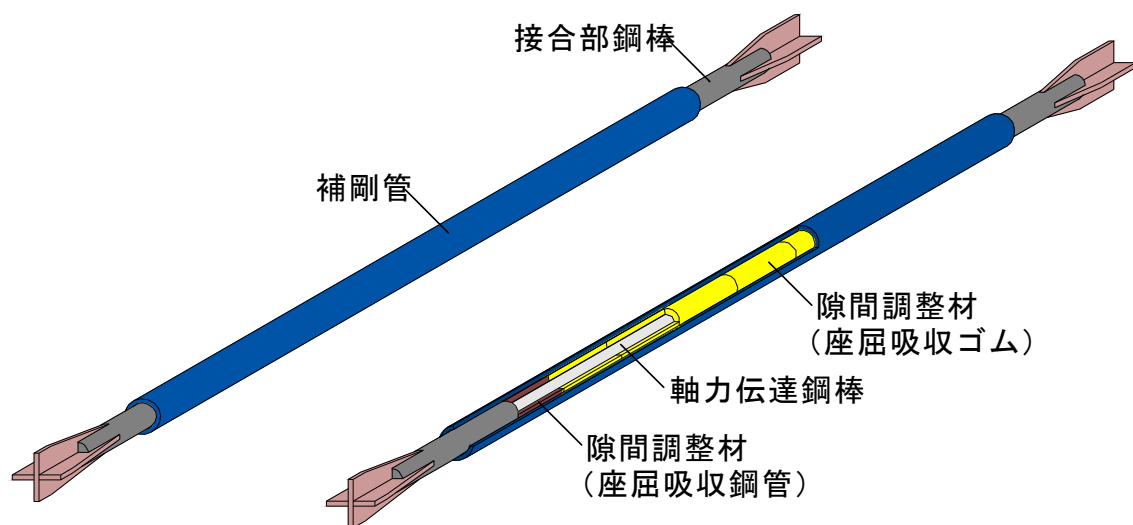
制震工法	力学機構		制振装置
パッシブ型制震工法	エネルギー 消散機構	粘性減衰機構	粘性, オイル, 粘弾性
		塑性履歴機構	鋼材, 鉛, 摩擦
	付加質量機構		TMD装置等

2. 3 鋼棒ダンパーの構成概要

制震工法をより一般的に普及させるために、市場性を考慮した引張強さが 400N/mm^2 相当の鋼材の鋼棒を使用した鋼棒ダンパーを提案する。提案する鋼棒ダンパーの概要を図 2.3.1 に示す。さらに、実際の建物に鋼棒ダンパーを組み込む場合の取付け概要図を図 2.3.2 に示す。

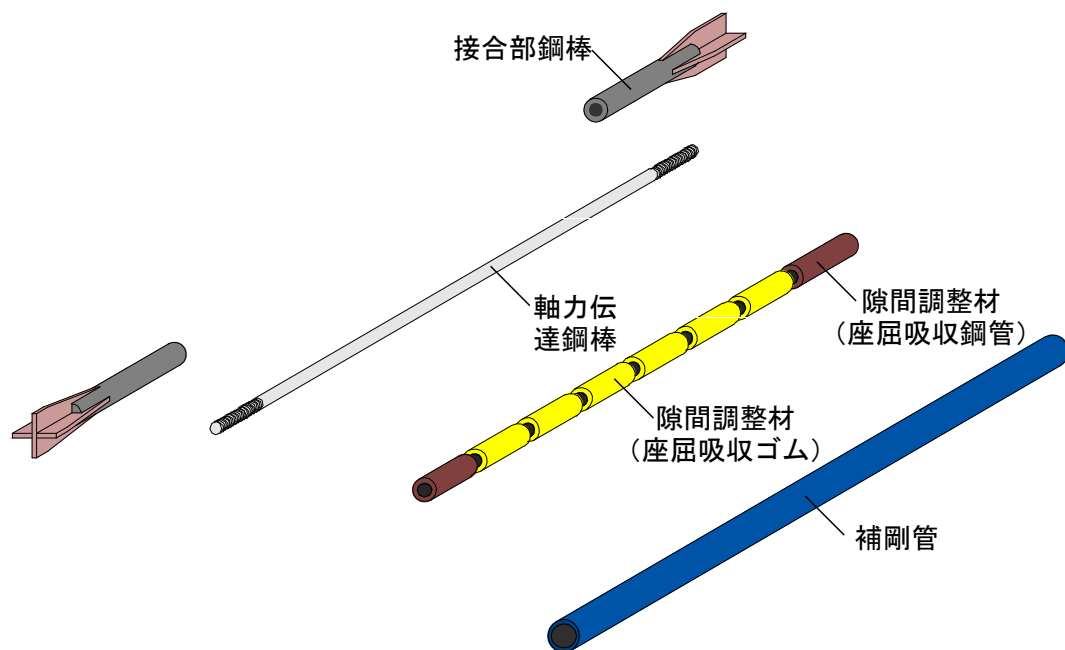
鋼棒ダンパーとは、軸力を伝達する部材が鋼棒（以後、軸力伝達鋼棒）となっており、この部分が軸方向に降伏することによって地震時のエネルギーを吸収するものである。軸力伝達鋼棒は、接合部鋼棒を介して十字型接合継手に接合されており、更に、この十字型接合継手を介して構造体（骨組）に接合されることとしている。軸力伝達鋼棒と接合部鋼棒はネジ接合により一体化される。ここで、ネジ接合としているのは現場までの輸送、更には現場での組立を可能とするといった施工性を重視しているためである。なお、本鋼棒ダンパーと構造体（骨組）の接合については、図 2.3.1 に示すような十字型継手とともにピン継手を用いることも想定している。また、軸力伝達鋼棒の全体座屈を防止するために軸力伝達鋼棒の外側に補剛管を配置し、軸力伝達鋼棒の降伏以降に起こる局所的な座屈の進行によって耐力低下することを防止するために、軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間に隙間調整材を配置する構成となっている。よって、提案する鋼棒ダンパーは、圧縮時において全体座屈することなく変形することによって、引張力及び圧縮力共に安定した復元力特性を示し、かつ高いエネルギー吸収能力を有することが期待できる。

また、鋼棒ダンパーは軸材に一般的な鋼棒を用いていることから、形鋼等に比べて形状を細くすることが可能であり、更に、軸材の外側が円形鋼管で覆われていることから、円形特有の効果としてブレース自体が通常より細く見えるといった意匠的にも優れた特徴を持っている。



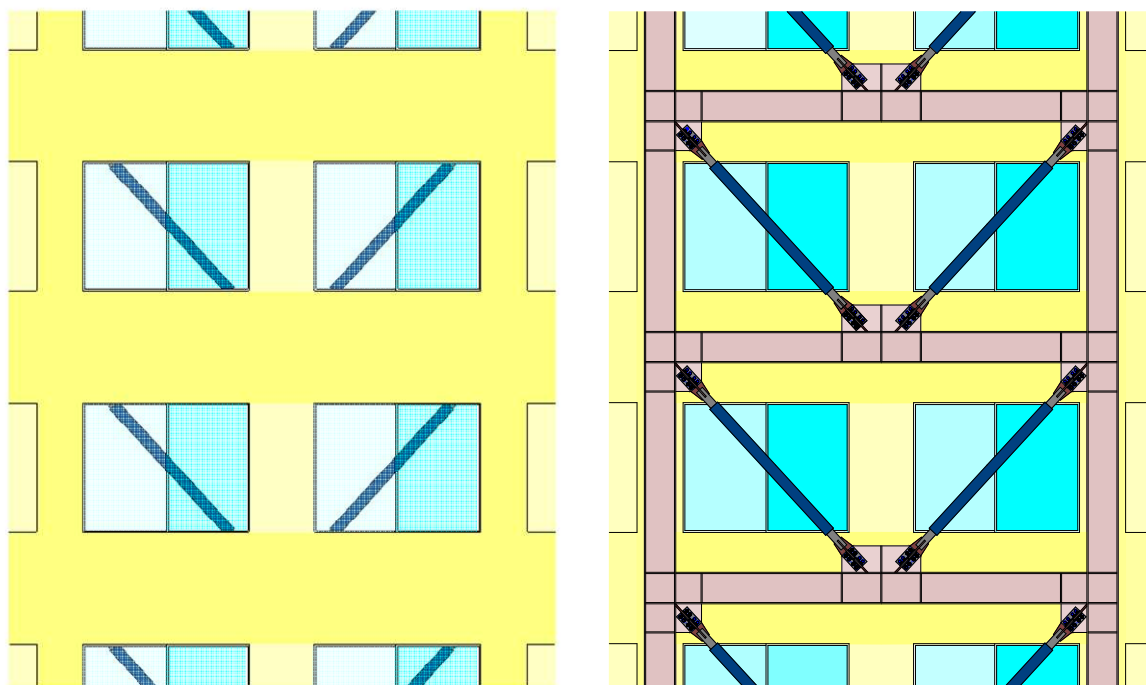
（鋼棒ダンパー姿図）

図 2.3.1 (a) 鋼棒ダンパー概要図



(鋼棒ダンパー構成図)

図 2.3.1 (b) 鋼棒ダンパー概要図



(新築建物に取付けた場合)

(耐震補強として取付けた場合)

図 2.3.2 取付け概要図

2. 4 パネルダンパーの構成概要

パネルダンパーを用いる場合、パネルダンパーを用いることで建物全体は図 2.4.1 に示すようにパネルダンパー自体にはせん断変形によるエネルギー吸収のみを許容し、かつ、周辺架構自体もせん断変形のみを許容する変形モードになるように配慮して用いなければならない。本研究では、ダンパーの性能を十分に発揮できるようにするために、新築構造物或いは耐震補強工法等にも適用することを考慮し、ダンパーのせん断変形に伴って発生する軸力を緩和するための接合部形式有するパネルダンパーを提案する。提案する接合部形式を有するパネルダンパーの概要図を図 2.4.2 に示す。さらに、実際の建物にパネルダンパーを組み込む場合の取付け概要図を図 2.4.3 に示す。提案する接合部形式は、上下の部材ともに凹凸状の鋼材を噛み合せた形状とし、上下方向の移動を拘束せず水平力のみを伝達する。つまり、水平変形には凹凸状の部分が抵抗し、上下変形には凹凸状の部分が出入りすることによって発生軸力を抑制する仕組みとなっている。さらに、ダンパー部分のパネルの材料は低降伏点鋼を使用し、パネル材の形状としてはせん断変形が卓越するように縦横比を 1:1 となるように設定する。よって、提案するパネルダンパーは、地震時の外乱に対してダンパーのせん断変形のみが卓越することから、安定した復元力特性を示し、かつ高いエネルギー吸収能力を有することが期待できる。

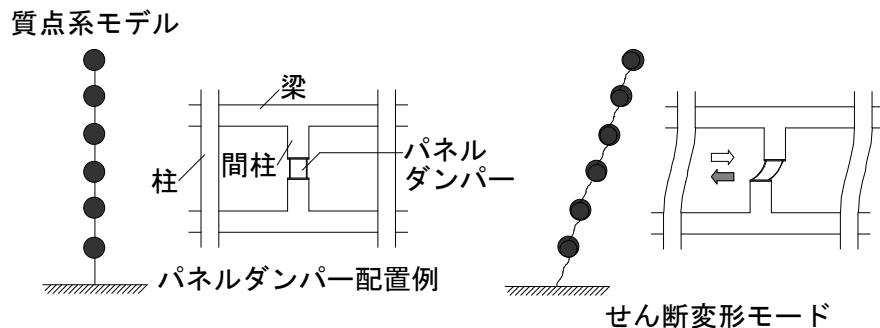


図 2.4.1 変形モード図

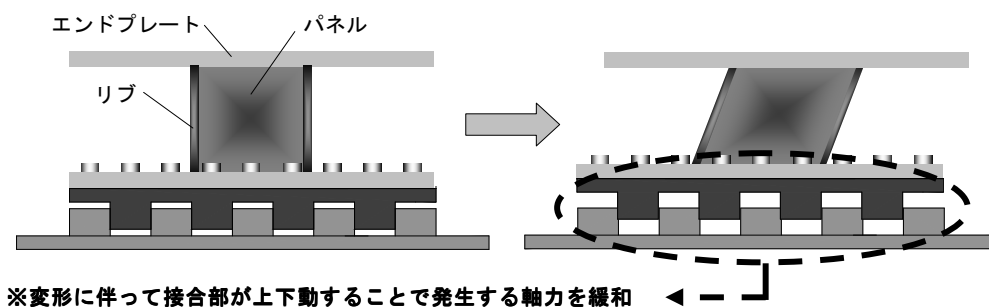
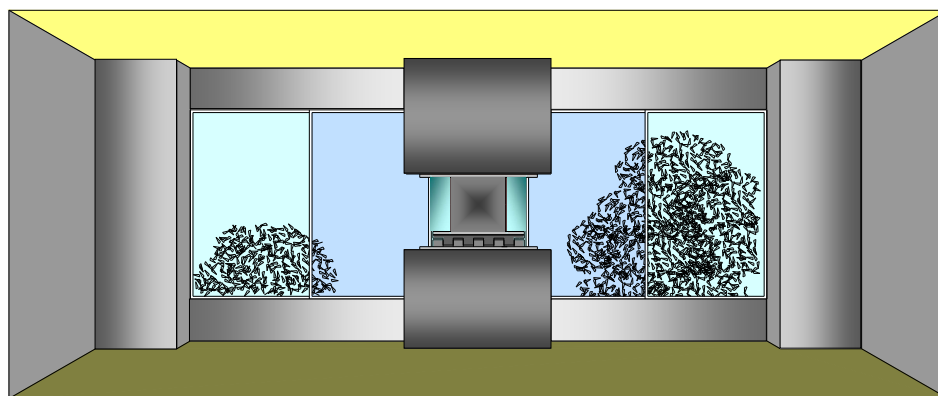
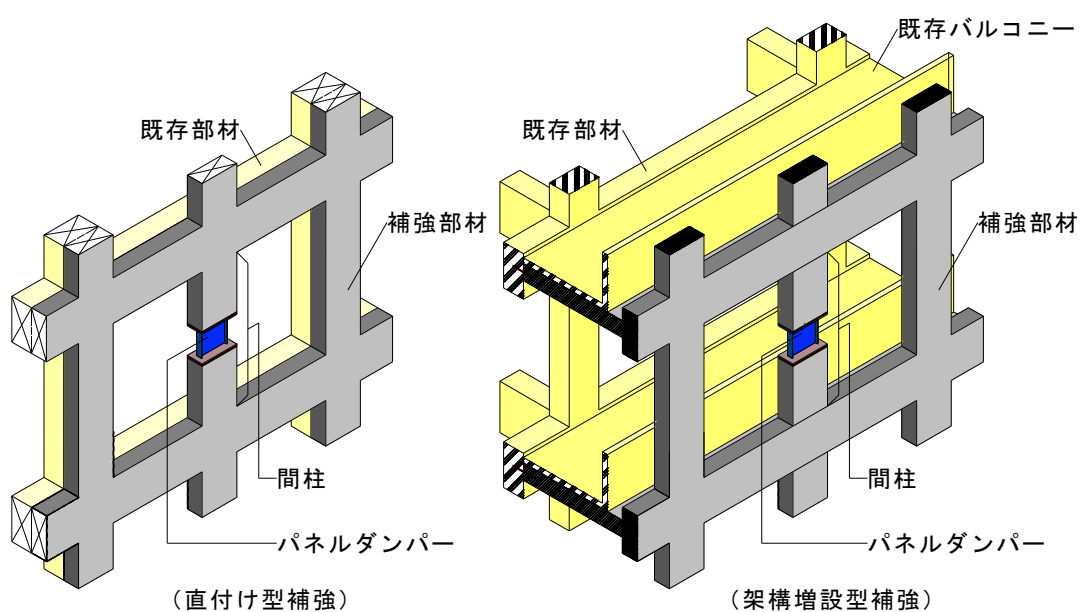


図 2.4.2 パネルダンパー概要図



(新築建物に取付けた場合)



(耐震補強として取付けた場合)

図 2.4.3 取付け概要図

参考文献

- 2.1) 長尾直治, 世良耕作, 中村茂, 大内一之, 大谷清介, 古田島清彦: RC で H 形鋼を被服したアンボンドブレースの実験的研究(その 1,2) 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C 構造Ⅱ, pp.1773-1776, 1992.8.
- 2.2) 真瀬伸治, 矢部喜堂, 寺田岳彦, 堀江竜巳, 岡沢岳, 堀富博, 中村庄滋: 極低降伏点鋼を用いたアンボンドブレースダンパーに関する研究(その 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), C-1 構造Ⅲ, pp.409-410, 1995.8.
- 2.3) 佐伯英一郎, 前田泰史, 中村秀司, 緑川光正, 和田章: 実大アンボンドブレースに関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.476, pp.149-158, 1995.10.
- 2.4) 桑原進, 多田元英, 米山隆也, 今井克彦: 二重鋼管の補剛性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 445 号, pp.151-158, 1993.3.
- 2.5) 日本鋼構造協会, 鋼材倶楽部: 履歴型ダンパー付骨組の地震応答性状と耐震設計法, 1998.9.
- 2.6) 鈴木直幹, 鴻野良太, 東端泰夫, 佐々木照夫, 瀬川輝夫: H 形鋼アンボンドブレースの座屈補剛に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), Vol.C, pp.1621-1622, 1994.9.
- 2.7) 藤井俊二, 田川浩: 丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースに関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 650 号, pp.879-885, 2010.4.
- 2.8) 藤井俊二, 田川浩: 丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースの挙動特性, 日本建築学会構造系論文集, 第 659 号, pp.167-174, 2011.1.
- 2.9) 安田聡他: 極低降伏点鋼を用いたせん断降伏型制振部材の低サイクル疲労実験, 鋼構造年次論文報告集, 第 4 巻, pp.347~35, 1996
- 2.10) 金子洋文, 太田 義弘: 架構内に配置される制震間柱の初期軸力の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), C-1 構造Ⅲ, pp.955~956, 2008.9.
- 2.11) 鈴木泉他: 一定鉛直変位下のせん断パネル型ダンパーの力学性能に関する実験的研究, 鋼構造論文集, Vol.19, No.73, 2012
- 2.12) 加藤征宏, 薩川恵一, 石井和人, 鈴木敏郎: 補剛された薄平板の面内せん断に対する非線形挙動(その 1~3), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), C-1 構造Ⅲ, pp.819-824, 2009.8.
- 2.13) 末國良太, 五十嵐規矩雄, 松尾純, 鈴木敏郎, 佐伯英一郎, 林賢一: 補剛材付きせん断パネルダンパーの繰返し履歴挙動と変形性能(その 1~3), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C-1 構造Ⅲ, pp.1021-1026, 2010.9.
- 2.14) 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, 2003.10.

第 3 章 鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究

第3章 鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究

3. 1 はじめに

本章では、第2章3項で提案した低層から高層建物まで使用可能な比較的高い軸力に対応できる鋼棒を使用した座屈拘束鋼棒ブレースの鋼棒ダンパーに対して、各種実験を通して性能検証を行いその結果を述べるものとする。実験は、縮小モデル実験と実大実験を行いダンパーの性能を確認した。縮小モデル実験については、提案する形状の鋼棒ダンパーに対して軸方向繰返し載荷実験を行い、復元力特性、塑性変形能力などについて明らかにする。次に、縮小モデル実験の実験結果を踏まえて実大モデルの鋼棒ダンパーを対象として縮小モデル実験と同様の実験を行い、その履歴特性を確認する。さらに、実大実験の実験結果における性能値の信頼性を高めるために、接触問題を考慮した FEM 解析を通して実験結果との比較検討を行うとともに、隙間調整材の優位性について検討する。これらの一連の検討を通して鋼棒ダンパーの有効性を確認すると共に、起こりうる現象、問題点、今後の課題等を把握し、鋼棒ダンパーを実用化するための基礎的なデータの蓄積を行うものとする。そして、これらの検討によって、実際の建物にダンパーとして組込む制震部材としての利用価値の発現に寄与しようとするものである。

3. 2 縮小モデル実験

3. 2. 1 試験体概要

本実験では、建物の主体構造として構造スパン 5m, 階高 4m の架構にダンパーを K 型に組み込んだ場合を想定し、鋼棒ダンパーの諸元を決定した。実験には 1/3 縮小モデルの鋼棒ダンパー試験体を製作した。実験変数は、軸材の形状（全ネジ切削加工，端部ネジ切削加工，端部ネジ転造加工），隙間調整材（座屈吸収鋼管，座屈吸収アルミ，座屈吸収ゴム（ブチル系ゴム，合成ゴム，ウレタンゴム）），及びダンパー長さとした。ここで，隙間調整材の座屈吸収ゴムとして用いたブチル系ゴムについては，防水用のブチルテープを用いた。実験は計 5 回にわたり行い，（その 1）から（その 4）実験によって鋼棒ダンパーの形状の確定を行い，（その 5）実験で確定したモデルの性能確認を行った。試験体一覧を表 3.2.1-1 に，試験体の形状・寸法を図 3.2.1-1 に示す。ここで，図 3.2.1-1 には代表的な試験体としては，（その 1）から（その 5）実験で使用した試験体を示す。ただし，（その 1）から（その 4）までの実験に関しては，形状確定のための実験であることからブチル系ゴム等の材料特性は調べていない。補剛管のサイズは文献 3.1 の 2 節で示されている補剛条件を参考にして確定した。また，隙間調整材は実大サイズにおける加工長さを考慮したうえで縮小した材長とした。なお，隙間調整材と軸力伝達鋼棒の隙間は 0.5mm，隙間調整材と補剛管の隙間は 1.0mm とした。ただし，隙間調整材にブチル系ゴムを使用した試験体については，軸力伝達鋼棒に直接ブチルテープを巻きつけていることから，隙間調整材と軸力伝達鋼棒との隙間は 0mm となっている。ここで，補剛管のサイズや座屈吸収鋼管のサイズの詳細な決定方法については今後の検討課題とする。また，すべての試験体においては軸力伝達鋼棒と接合部鋼棒の接合部には軸力伝達鋼棒の緩み防止用として円形状のナット（SS400 材）を用いている。更に，加力治具との接合部についてはすべて剛接合とした。試験体を構成している各部材の材料特性を表 3.2.1-2 に示す。

表 3.2.1-1 試験体一覧

実験名	試験体名	軸力伝達鋼棒			補剛管				隙間調整材 (端部)				隙間調整材 (中央部)				試験体 長さ L_1 mm	軸力伝達鋼棒 変形長さ L_2 mm															
		材質	形状	径	材質	外径	肉厚	径厚比	材質	硬度	外径	肉厚	材質	硬度	外径	肉厚																	
				ϕ		ϕ	t	ϕ /t			ϕ	t			ϕ	t																	
				mm		mm	mm				mm	mm			mm	mm			mm	mm													
その1	1A	SS400	全ネジ切削加工	16	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1200	600																
	1B				STKM13A	38	4.5	8.5	-	-	27	5.6	SS400	-	27.1			5.6															
	1C																																
	1D								ブチル系ゴム										-	ブチル系ゴム	27.1	-											
	1E																																
	1F																																
その2	2A	SS400	端部ネジ切削加工	16	STKM13A	38	4.5	8.5	-	-	-	-	-	-	-	1200	600																
	2B								合成ゴム	90	27	5.1	合成ゴム	90	27.1			5.1															
	2C								ウレタンゴム	50			ウレタンゴム	50																			
	2D									70				70																			
	2E									90				90																			
	その3									3A				SS400					端部ネジ転造加工	16	STKM13A	38	4.5	8.5	ウレタンゴム	50	27	5.1	ウレタンゴム	50	27.1	5.1	1200
3B		90	90																														
3C			50																														
3D			70																														
その4			4A	SS400	端部ネジ転造加工	16	STKM13A	38	4.5	8.5	-	-	-		-	-	-	-								1200				600			
		4B	STKM13A								-	27	5.0		ウレタンゴム	90	27.1	5.1															
	4C																																
	4D																																
	4E	アルミ												-					27	5.1													
	その5	5A	SNR400B								端部ネジ転造加工	16	STKM13A	38	4.5	8.5	-	-	-	-	-	-	-	1200	600								
5B		STKM13A		-	27	5.0	ウレタンゴム	90	27.1	5.1							1400	800															
5C																																	

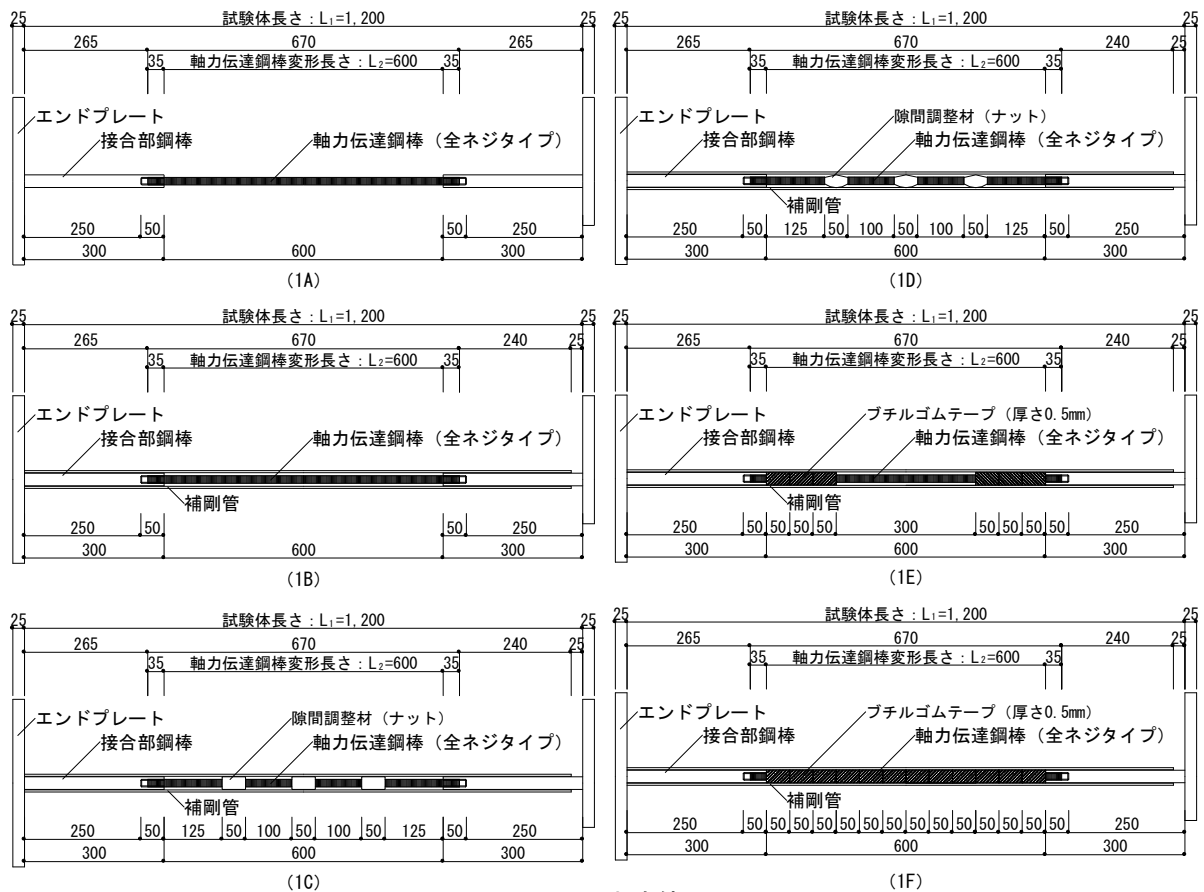


図 3.2.1-1 (a) 試験体図 (その1)

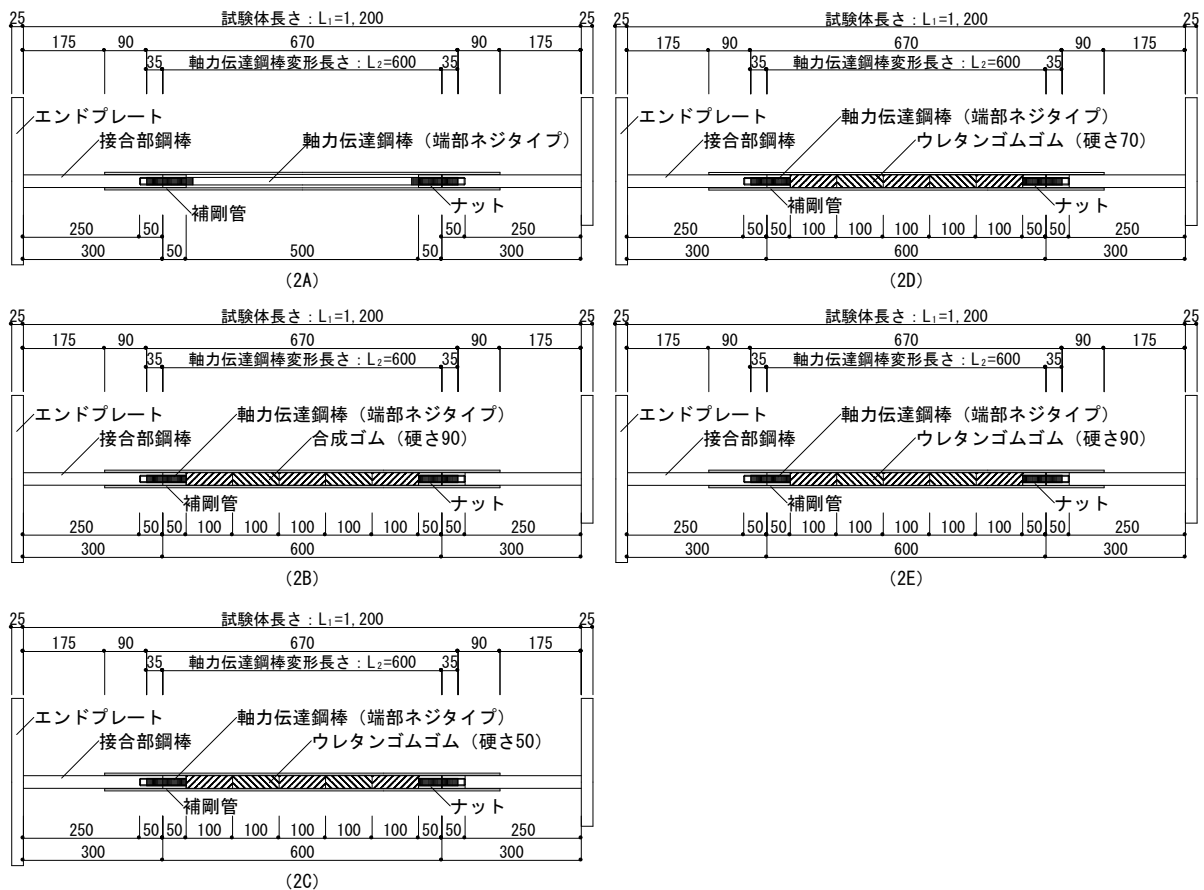
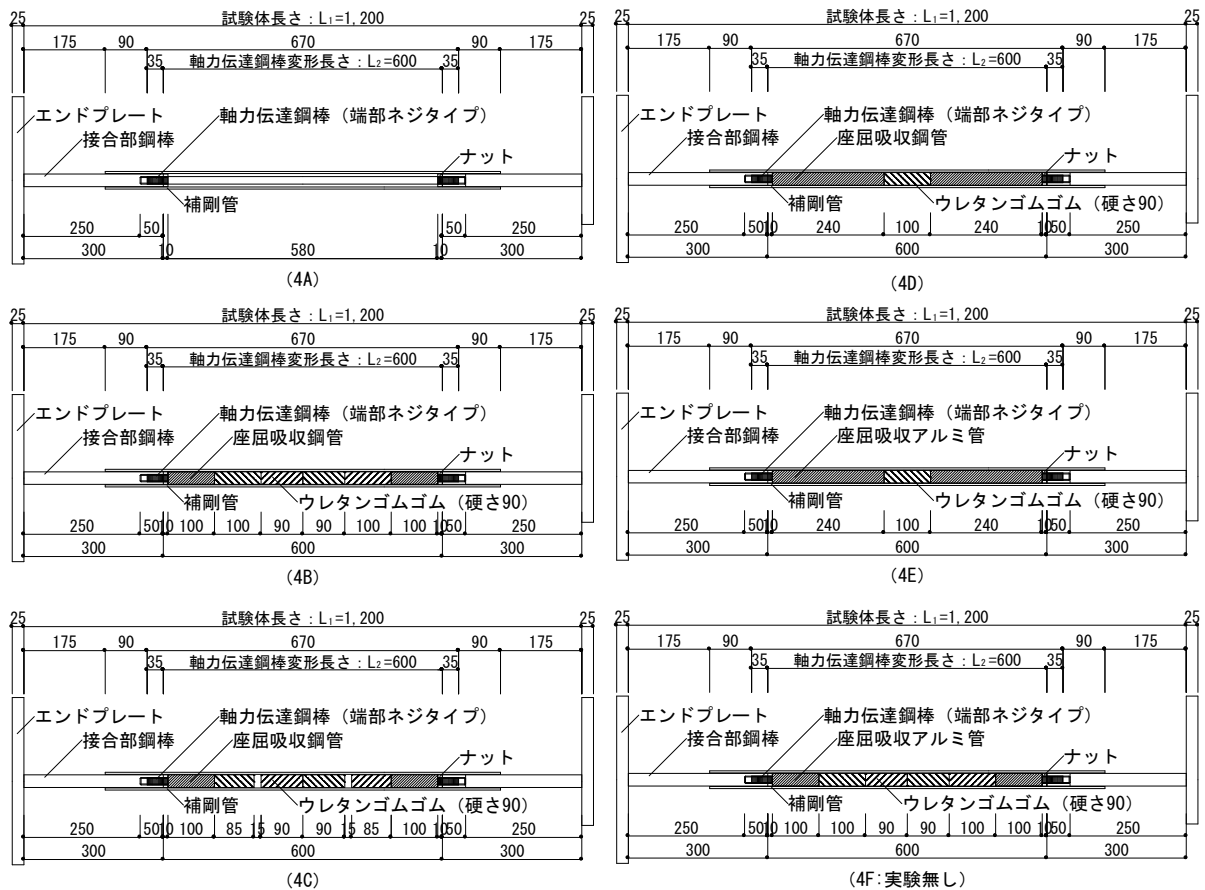
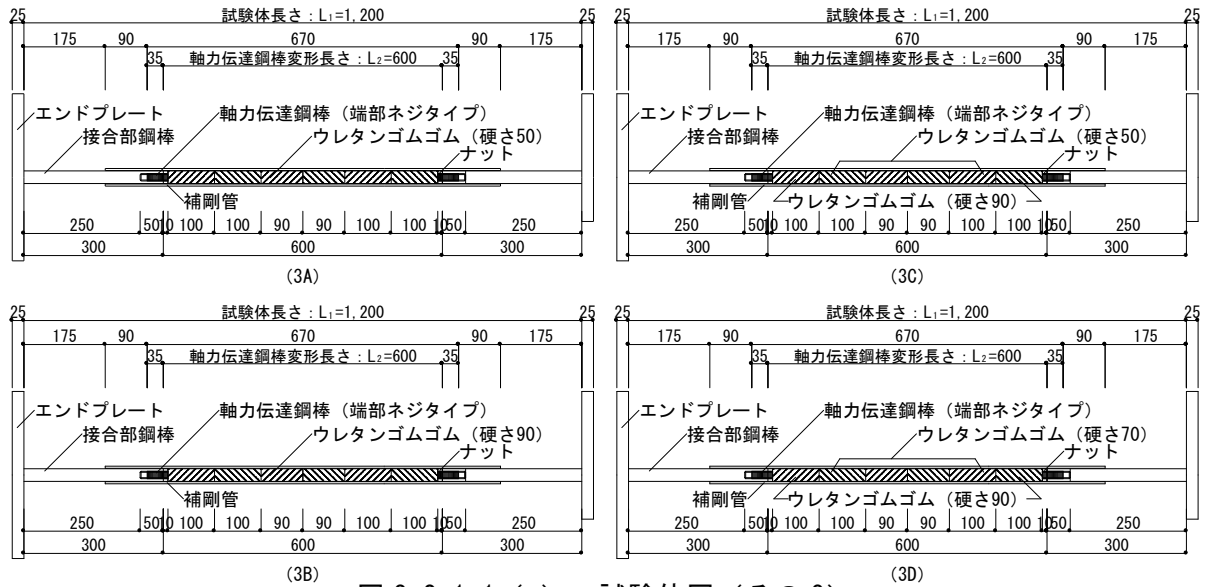


図 3.2.1-1 (b) 試験体図 (その2)



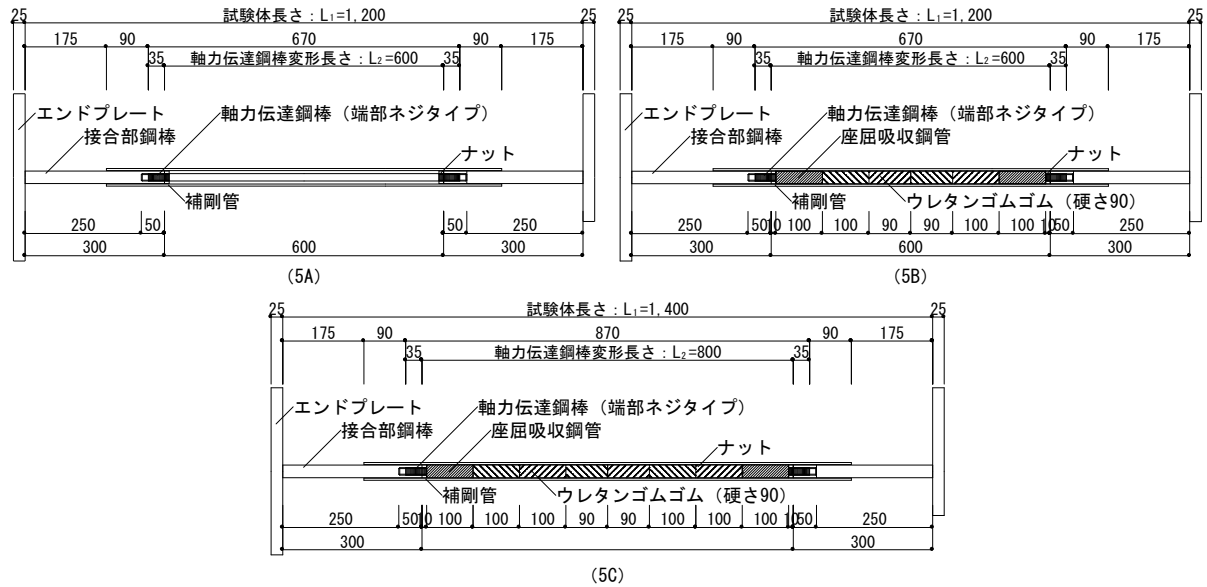


図 3.2.1-1 (e) 試験体図 (その 5)

表 3.2.1-2 (a) 材料特性 (鋼材)

実験名	供試体	材質	降伏点	引張強さ	ヤング係数	降伏歪	伸び
			(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(μ)	(%)
その1	軸力伝達鋼棒	SS400	426	506	209044	2040	19
	補剛管	STKM13A	341	510	264257	1290	30
その2	軸力伝達鋼棒	SS400	344	467	215844	1596	38
	補剛管	STKM13A	349	522	263240	1326	30
その3	軸力伝達鋼棒	SS400	387	444	206517	1876	32
	補剛管	STKM13A	335	507	250325	1337	32
その4	軸力伝達鋼棒	SS400	387	444	206517	1876	32
	補剛管	STKM13A	349	522	263240	1326	30
	座屈吸収鋼管	STKM13A	413	611	296836	1392	36
	座屈吸収アルミ管	アルミ	196	229	65155	3004	19
その5	軸力伝達鋼棒	SNR400B	333	477	210141	1585	36
	補剛管 (5A)	STKM13A	349	522	263240	1326	30
	補剛管 (5B)	STKM13A	335	507	250325	1337	32
	補剛管 (5C)	STKM13A	341	510	264257	1290	30
	座屈吸収鋼管	STKM13A	413	611	296836	1392	36

表 3.2.1-2 (b) 材料特性 (座屈吸収ゴム)

実験名	供試体	規格値	試験値			
		硬度	硬度	引張強さ	伸び	引裂強さ
				(N/mm ²)	(%)	(N/mm)
その1～ その5	合成ゴム	90	-	-	-	-
	ウレタン ゴム	50	50	27	610	29
		70	70	28	630	36
		90	91	52	430	90

※試験値はJIS K6250～JIS K6264準拠して算出

3. 2. 2 加力概要

加力装置概要を図 3.2.2-1 に、加力プログラムを表 3.2.2-1 に示す. また、図 3.2.2-1 には、加力状況の写真を併せて示している. なお、加力プログラム中の δ は試験体全体の軸方向変位量を、 L_2 は軸力伝達鋼棒の長さを表している. 試験体への载荷は、オイルジャッキ（引張 1000kN、圧縮 2500kN、ストローク ± 250 mm）を用いて静的正負交番繰返加力とした. また、繰返し加力のサイクルについては、（その 1）から（その 4）実験の試験体すべてにおいて軸力伝達鋼棒の歪 $\delta/L=0.1, 0.2, 0.3, 0.5, 1.0\%$ と増加させ、それ以降は 1.0% ずつ 4% まで増加させた. ただし、（その 4）実験は 3% までとした. 各サイクルの繰返し数は 1 回とした. また、（その 5）実験の試験体においては軸力伝達鋼棒の歪 $\delta/L=0.1, 0.5\%$ と増加させ、それ以降は 0.5% ずつ 5% まで増加させた. ただし、試験体長さが $L_1=1400$ mm（軸力伝達鋼棒の長さ $L_2=800$ mm）の試験体については、試験体長さが $L_1=1200$ mm（軸力伝達鋼棒の長さ $L_2=600$ mm）と同様の軸変位によって加力を行った. また、各サイクルの繰返し数は 2 回とした. 軸方向の荷重は、ロードセルにより検出し、試験体の軸方向変位量を変位計にて測定した.

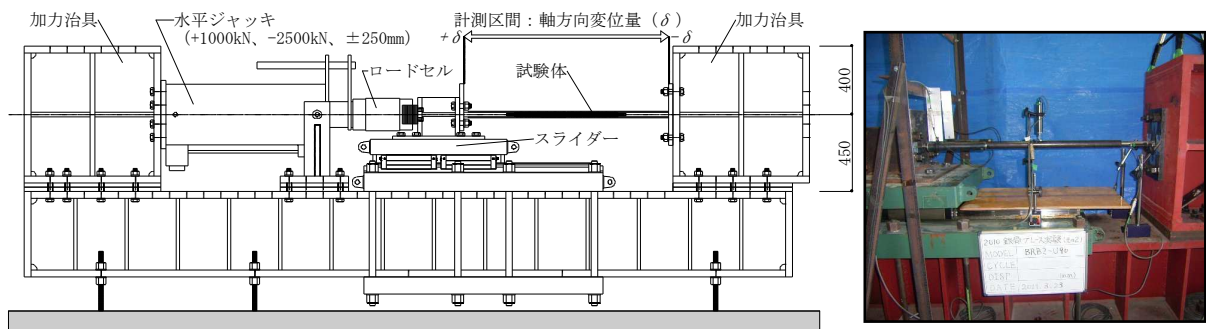


図 3.2.2-1 加力装置概要図

表 3.2.2-2 加力プログラム

サイクル	その1からその4実験		サイクル	その5実験	
	軸歪	軸変位		軸歪	軸変位
	δ/L (%)	δ (mm)		δ/L (%)	δ (mm)
1	± 0.1	± 0.6	1,2	± 0.1	± 0.6
2	± 0.2	± 1.2	3,4	± 0.5	± 3.0
3	± 0.3	± 1.8	5,6	± 1.0	± 6.0
4	± 0.5	± 3.0	7,8	± 1.5	± 9.0
5	± 1.0	± 6.0	9,10	± 2.0	± 12.0
6	± 2.0	± 12.0	11,12	± 2.5	± 15.0
7	± 3.0	± 18.0	13,14	± 3.0	± 18.0
8	± 4.0	± 24.0	15,16	± 3.5	± 21.0
9	-	-	17,18	± 4.0	± 24.0
10	-	-	19,20	± 4.5	± 27.0
11	-	-	21,22	± 5.0	± 30.0

3. 2. 3 復元力特性

各試験体の軸方向力－軸変形関係を図 3.2.3-1 に示す．ここで、図の縦軸は軸方向力 P を軸力伝達鋼棒の降伏軸力 $P_y = A\sigma_y$ (A : 鋼棒軸断面積 (その 1 は有効断面積), σ_y : 表 3.2.1-2 (a) に示す降伏点) で無次元化して表している．横軸は試験体全体の変位量 δ を、変形部長さ L_2 で無次元化して表している．図の縦軸、横軸ともに正側を引張側、負側を圧縮側として表している．この結果、(その 1) 実験では、補剛管を設けたすべての試験体で全体座屈を起こさなかった．しかしながら、降伏後の復元力特性においては引張側 (正加力側) の履歴面積が小さくなる (第 2 象限で履歴が小さい) 傾向にあった．これは、試験体の軸力伝達鋼棒に切削加工の全ネジ形状を用いたため、有効に作用する断面が小さくなっていることと、その断面がスパイラル状に形成されているためと考察される．また、軸力伝達鋼棒の応力集中を軽減させるために隙間調整部材として中央 3 箇所にかま状のナットを設けた試験体 (1C, 1D) については形状に関係なく局所的な座屈が進展する傾向にあった．試験体 1C においては 8 サイクル目 ($\delta/L_2=4.0\%$) の引張载荷側に向かう途中で軸力伝達鋼棒が破断した．また、局所的な座屈は軸力伝達鋼棒の両端部に集中する傾向にあった．

次に、隙間調整部材としてブチル系ゴムテープを軸力伝達鋼棒に巻きつけた試験体 1E (端部のみ巻きつけた試験体) と 1F (全体に巻きつけた試験体) については比較的局所的な座屈の進展を防ぐ効果があった．なかでも軸力伝達鋼棒全体にブチル系ゴムテープを巻いた試験体 1F は、試験体 1E に比べ芯材が降伏した後も比較的応力上昇することなく大変形まで安定した復元力特性を示した．このことから、補剛管は全体座屈を防止するうえにおいて有効であり、さらに、軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間に隙間調整材を降伏させる領域全体に用いることは局所的な座屈の進展を防ぐ効果があることが確認された．

次に、この結果を踏まえて (その 2) と (その 3) 実験では、安定した復元力特性を得る目的から軸力伝達鋼棒の形状を両端部だけネジ形状に改良し、さらに、隙間調整材には施工性を考慮した管状のゴム材を用いた試験体について復元力特性の確認を行った．その結果、すべての試験体において、(その 1) 実験で確認された降伏以降後において引張側の履歴面積が小さいといった現象は改善され、引張側圧縮側共に大変形領域まで安定した復元力特性を示した．

また、隙間調整材を使用しない試験体 2A では、8 サイクル目 ($\delta/L_2=4.0\%$) の圧縮载荷側で急激な耐力上昇を引き起こした．これは、軸力伝達鋼棒で発生した局所的な座屈が進展して補剛管と密着し補剛管にも軸力が伝達されたため、全体的に軸剛性が増加したものと考察される．また、隙間調整材を使用した試験体 2B, 2C および 2E については、8 サイクル目 ($\delta/L_2=4.0\%$) の引張载荷側に向かう途中で軸力伝達鋼棒が破断した．これは、軸力伝達鋼棒端部において破断していることから繰返し加力に伴う局所的な座屈の進展による影響で応力集中したこととネジ部の製作を切削加工としたが要因であると考察される．また、隙間調整材の材料が異なる試験体 2B と 2E を比較すると合成ゴムを使用した試験体 2B の方が大変形領域の圧縮において若干耐力上昇を起こす傾向にあったもののその差は小さい傾向を示した．また、隙間調整材としてウレタンゴムを使用した試験体においてウレタンゴムの硬さの違いによる影響を比較すると、硬度 90 のウレタンゴムを使用した試験体 3B

が引張側圧縮側ともに復元力特性が安定している傾向にあった。ただし、8 サイクル目 ($\delta/L_2=4.0\%$) の圧縮載荷側の耐力上昇はウレタンゴムを使用した硬度 90 以外の試験体に比べると大きい傾向を示した。また、硬度が異なる隙間調整材を使用し、かつ、軸力伝達鋼棒の端部に硬度が高い隙間調整材を配置した試験体 3C と 3D を比較すると 3C の方が大変形領域においても比較的安定した復元力特性を示す傾向にあった。以上のことから、隙間調整材の使用については、軸力伝達鋼棒の端部に硬い材料を、それ以外の部分には柔らかい材料を組み合わせた配置が、局所的な座屈による耐力上昇を防止し、かつ、大変形領域まで履歴を安定させるうえで効果的であるものと考察される。更に、(その 3) 実験においては軸力伝達鋼棒端部において破断することが確認されなかった。これは、ネジ部を転造加工としたことが効果的であったものと考察される。

よって、(その 4) 実験では、これまでの結果を踏まえて隙間調整材として軸力伝達鋼棒の端部にウレタンゴムより硬い材料である鋼管及びアルミ管を使用し、それ以外の部分には硬度 90 のウレタンゴムを使用した試験体について復元力特性の比較を行った。

その結果、隙間調整材を使用しない試験体 4A については 2A と同様の傾向を示した。また、軸力伝達鋼棒の端部に隙間調整材としてアルミ管を使用した試験体 4E については、7 サイクル目 ($\delta/L=3.0\%$) の圧縮載荷側で急激な耐力上昇が起こった。軸力伝達鋼棒の端部に隙間調整材として鋼管およびアルミ管を使用した試験体 4B、4C、4D 及び 4E においては 7 サイクル目 ($\delta/L=3.0\%$) の圧縮側で耐力上昇を起こすものの比較的安定した復元力特性を示した。また、詳細に見ると試験体 4B の上昇が最も少なかった。さらに、端部の隙間調整材として鋼管とアルミ管を用いた試験体には大きな差は見られなかった。したがって、(その 4) までの実験により、鋼棒ダンパーの形状としては端部のみネジ加工を施した軸力伝達鋼棒を使用し、隙間調整材としては端部に鋼管、それ以外の部分に硬度 90 のウレタンゴムを使用することが最も有効であると判断した。

そこで、(その 5) 実験では確定したモデルを用いて実験を行った。その結果、すべての試験体において軸力伝達鋼棒の軸歪 (δ/L_2) が 0.2% 近傍で軸力伝達鋼棒の初期降伏が生じていたものと考察される。また、隙間調整材を使用しない試験体 5A は、16 サイクル目 ($\delta/L_2=3.5\%$) の繰返しの圧縮載荷時に急激な耐力上昇を引き起こした。その後、17 サイクル目 ($\delta/L_2=4.0\%$) の繰返しの引張り載荷途中で軸力伝達鋼棒が破断した。また、試験体 5B は、18 サイクル目 ($\delta/L_2=4.0\%$) の繰返しの引張り載荷途中で軸力伝達鋼棒が破断した。同様に、試験体 5C は、22 サイクル目 ($\delta/L_2=5.0\%$) の繰返しの引張り載荷途中で軸力伝達鋼棒が破断した。両試験体ともに軸力伝達鋼棒の降伏以降の圧縮載荷側において、耐力の増減を繰返す傾向が見られた。この現象は、軸力伝達鋼棒の局所的な座屈の進展によるものと考察される^{3,2)}。また、耐力の増減は軸部長さの短い試験体 5B の方が顕著であった。これは、軸部長さが短いと局所的に歪が集中し、逆に、軸部長さが長いと歪が分散する傾向にあるためと考察される。しかしながら、この現象は、両試験体とも復元力特性に及ぼす影響は小さく、大変形領域まで比較的安定した紡錘型の復元力特性を示した。

よって、最終的に確定したモデルは、全体座屈を補剛管が拘束し、隙間調整材が軸力伝達鋼棒の変形に伴って発生する局所的な座屈の進展を拘束することで大変形領域まで安定

した復元力特性が得られるものと考察される．よって，確定したモデルは十分に実用可能であるものと考察される．ただし，今回の実験では軸力伝達鋼棒や隙間調整材は補剛管によって覆われていることもあり，上記に示した考察の妥当性を示すような実験時の状況を確認することができなかった．よって，こうした確認については今後の実験での課題としたい．

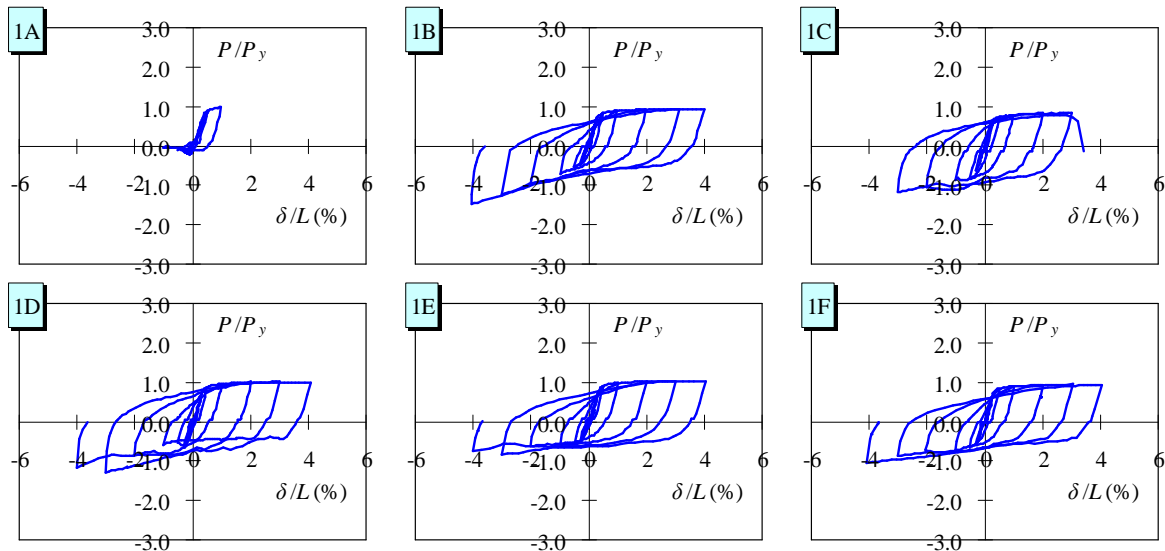


図 3.2.3-1 (a) 軸方向力－軸変形関係 (その 1)

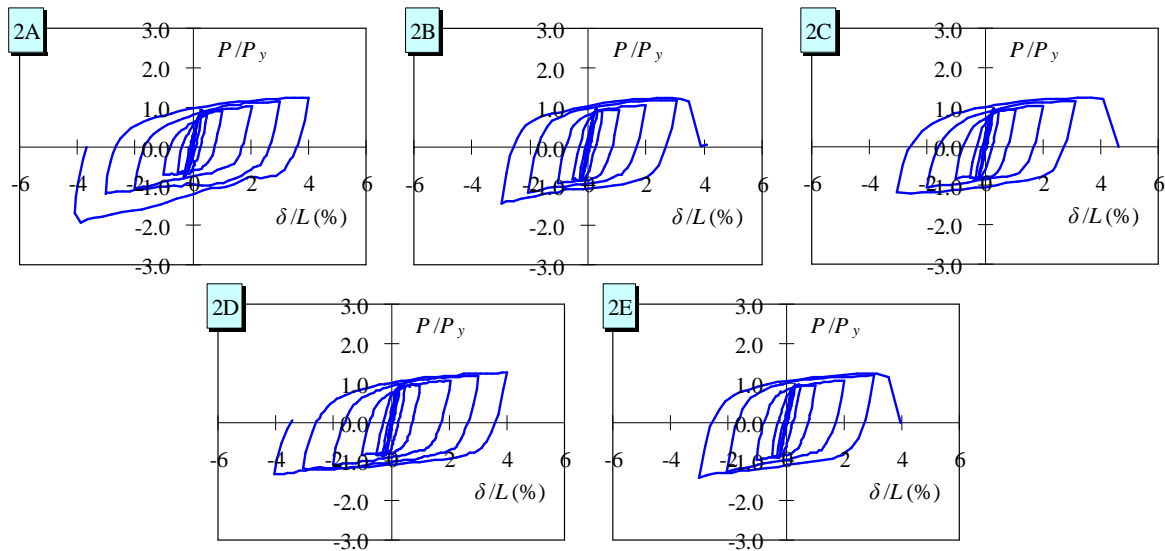


図 3.2.3-1 (b) 軸方向力－軸変形関係 (その 2)

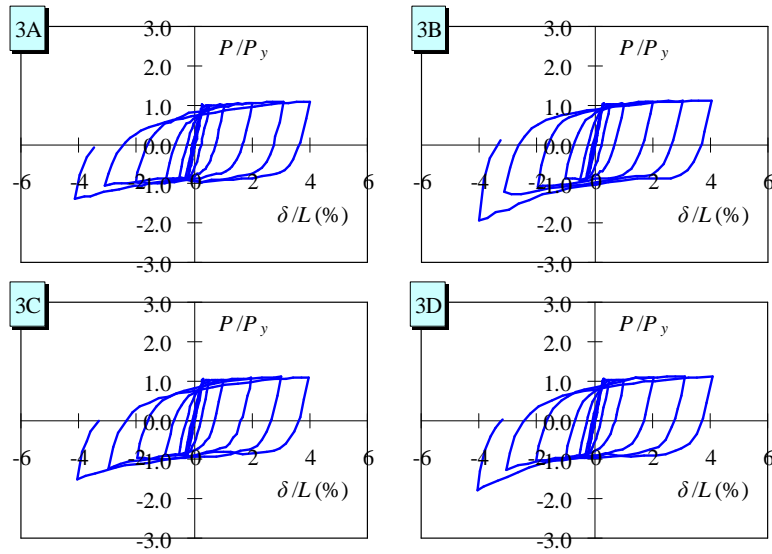


図 3.2.3-1 (c) 軸方向力-軸変形関係 (その 3)

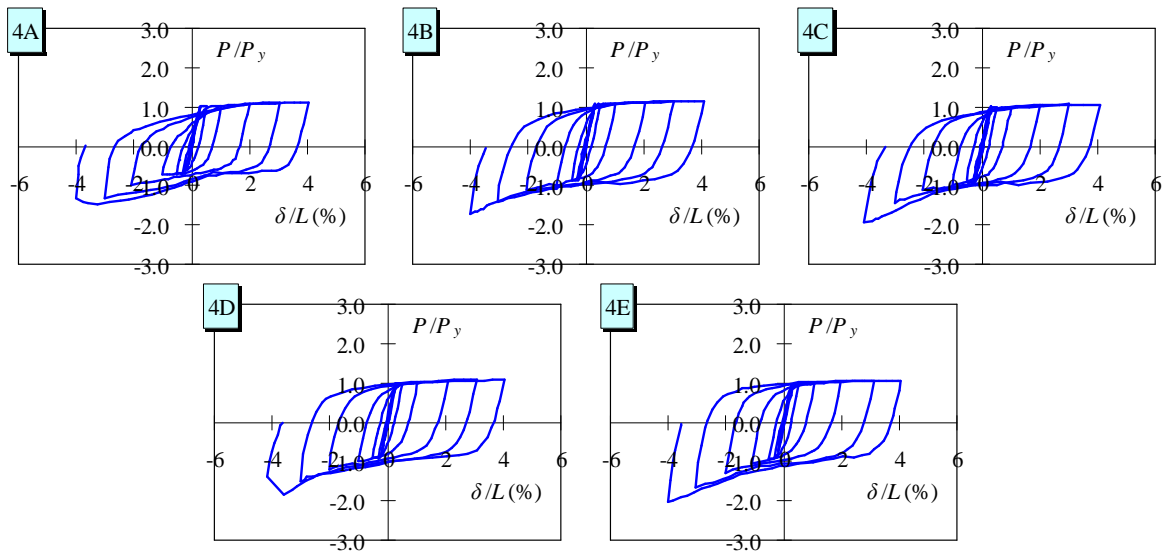


図 3.2.3-1 (d) 軸方向力-軸変形関係 (その 4)

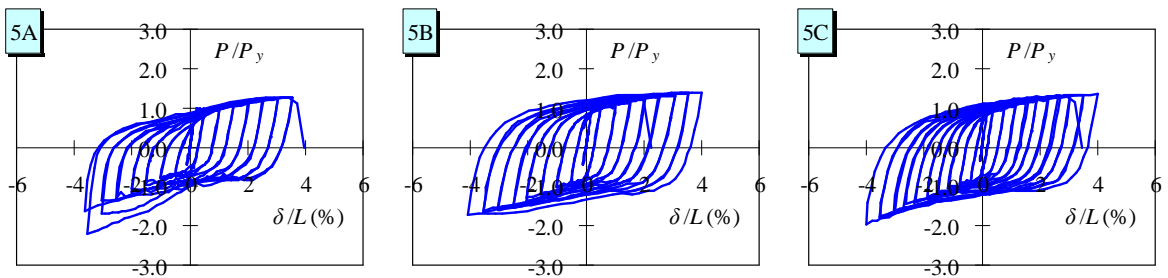


図 3.2.3-1 (e) 軸方向力-軸変形関係 (その 5)

3. 2. 4 軸剛性

確定したモデルの試験体（5A，5B，5C）の初期剛性の計算値と実験値を表 3.2.4-1 に示す．ここで，表中に示す計算値 1 は軸力伝達鋼棒の断面積，軸力伝達鋼棒の長さで材料試験結果のヤング係数から算出される初期剛性（ $K_{01}=EA/L_2$ ）を示し，計算値 2 は図 3.2.4-1 に示すように，接合部鋼棒（左側），軸力伝達鋼棒，接合部鋼棒（右側）の 3 要素を軸方向の直列バネと考えて算出した初期剛性（ K_{02} ）とした．実験値における初期剛性は，各試験検体の 1 サイクル目の最大変形値から求めた割線剛性（ K_{S1} ）とした．図 3.2.3-1 の各サイクルの最大変形値から求めた割線剛性（ K_S ）の変化を図 3.2.4-2 に示す．ここで，図の縦軸は剛性の比率（ K_S/K_{02} ）を，横軸は軸力伝達鋼棒の変形量 δ_{AV} （各サイクル時の引張載荷側，圧縮載荷側の変形量を平均した値）を降伏変位 δ_y で無次元化して表したものである．尚，図 3.2.4-2 は所定の変位を繰返したサイクルのみを対象として算出している．この結果，計算値 2 に対する割線剛性（ K_{S1} ）の比率は 0.88～0.95 の範囲であることから本試験体の初期剛性は接合部鋼棒を考慮した全体の初期剛性で評価できるものと考察される．また，計算値 2 に対する割線剛性の比率は，大変形領域では，ほぼ同程度の剛性比になっている．このことから，隙間調整材（座屈吸収ゴム）の有無あるいは試験体長さの違いが軸剛性に及ぼす影響は小さいといえる．

表 3. 2. 4-1 初期剛性の計算値と実験値

試験体名	計算値1	計算値2	実験値	K_{S1}/K_{01}	K_{S1}/K_{02}
	K_{01}	K_{02}	K_{S1}		
	kN/mm	kN/mm	kN/mm		
5A	58.57	45.46	40.07	0.68	0.88
5B	58.38	45.34	40.32	0.69	0.89
5C	43.78	36.01	34.10	0.78	0.95

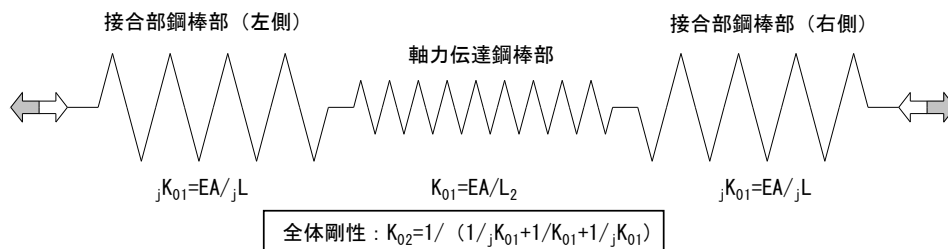


図 3. 2. 4-1 試験体の初期剛性算定モデル

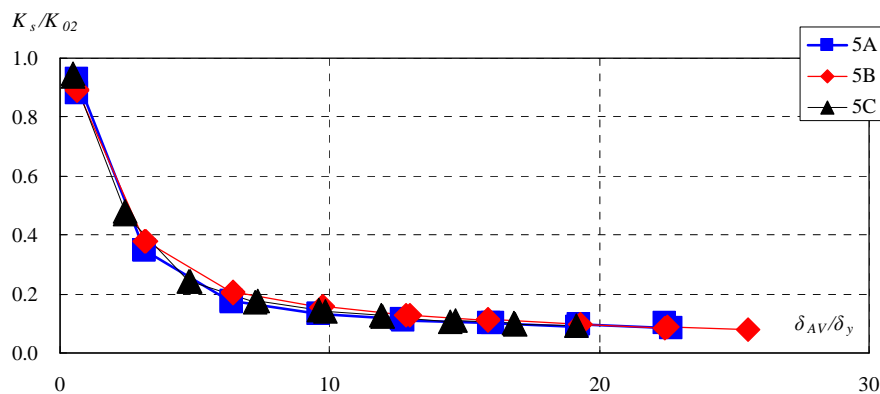


図 3. 2. 4-2 軸剛性－変形関係

3. 2. 5 耐力上昇率及び塑性変形能力

軸力伝達鋼棒の軸方向力－軸変形関係から求めた、耐力上昇率 P_{max}/P_y 、累積塑性エネルギー W_p 及び累積塑性変形倍率 η の結果を表 3.2.5-1 に示す。ここで、累積塑性エネルギー W_p 及び累積塑性変形倍率 η は、図 3.2.5-1 に従い算出している^{3,3)}。更に、軸方向力－累積塑性変形関係を図 3.2.5-2 に示す。ここで、図の縦軸は軸方向力 P を軸力伝達鋼棒の降伏軸力 P_y で無次元化して表し、各試験体の引張載荷側を正側、圧縮載荷側を負側に表している。横軸は累積塑性変形倍率 η を表している。

この結果、確定したモデルのすべての試験体については、引張載荷側の耐力上昇率 (P_{max}/P_y) が、1.28～1.40 とほぼ同程度の値を示した。また、圧縮載荷側の耐力上昇率 (P_{max}/P_y) は、1.72～2.22 の値を示した。なかでも、試験体 5A は他の試験体に比べて若干大きい値を示した。これは、軸力伝達鋼棒で発生した局所的な座屈が進展して補剛管と密着したことにより、全体的に軸剛性が増加するとともにその部分を介して補剛管にも軸力伝達を行った影響によるものと考察される。これは、文献 3.2 で示されている結果と同様であった。また、表 3.2.5-1 よりすべての試験体とも累積塑性エネルギー W_p で 1100 以上のエネルギー吸収能力を持っていることがわかる。また、この値は、隙間調整材を使用した試験体 (5B, 5C) の方がエネルギー吸収能力を持っている傾向を示した。また、すべての試験体で累積塑性変形倍率 η は 600 以上あり、文献 3.4 に示されている大地震時の構造的な性能目標に掲げる数値 300 を大きく上回っている。また、鋼構造建物における構造ランク I の筋交い部分に必要な累積塑性変形倍率としては、一方向で 27 (両方向で 54) と規定^{3,5)}されていることを踏まえると、本試験体はエネルギー吸収ブレース材として十分な性能を有しているものといえる。

表 3.2.5-1 耐力上昇率及び塑性変形性能

試験体名	耐力上昇率		累積塑性エネルギー			累積塑性変形倍率		
	P_{max}/P_y		W_p			η		
	正加力	負加力	正加力	負加力	合計	正加力	負加力	合計
5A	1.28	2.22	528	583	1111	326	301	627
5B	1.40	1.72	731	793	1523	355	341	696
5C	1.35	1.97	1087	1215	2302	565	533	1098

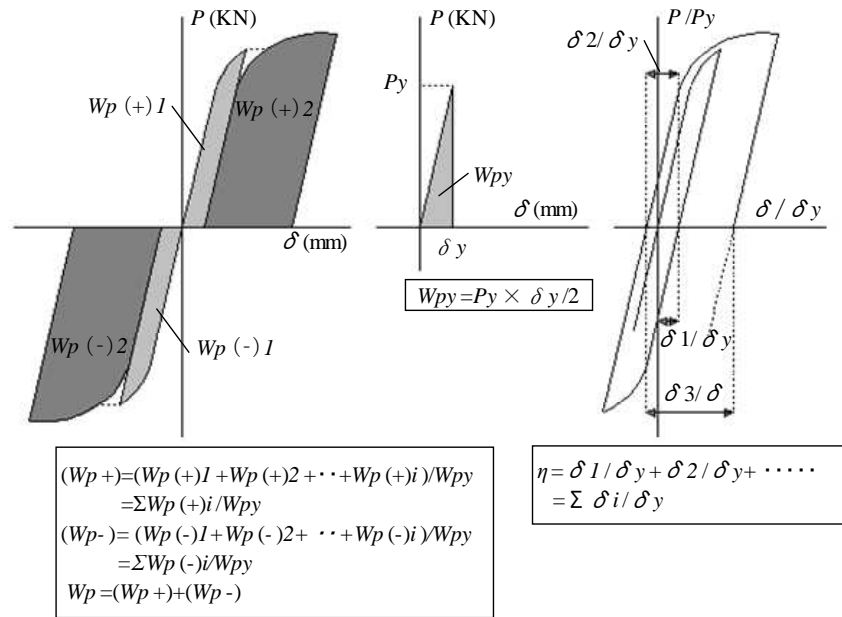


図 3.2.5-1 W_p , η の定義

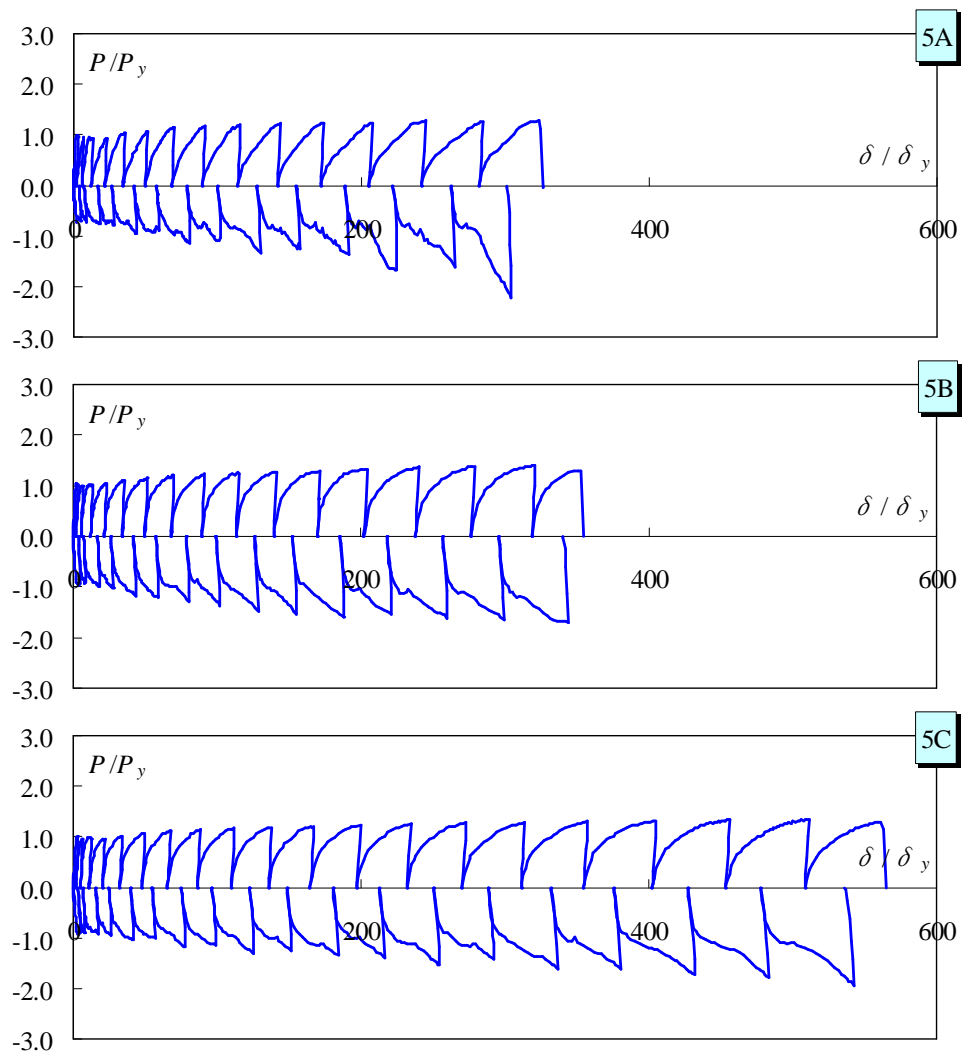


図 3.2.5-2 軸方向力－累積塑性変形性能

3. 2. 6 履歴吸収エネルギーと等価減衰定数

軸力伝達鋼棒の軸方向力-軸変形の関係から求まる各試験体の各サイクル時における引張载荷側、圧縮载荷側それぞれの履歴吸収エネルギー W_h を図 3.2.6-1 に示す。図中の縦軸の値は、各試験体の引張载荷側を正側、圧縮载荷側を負側に表し、横軸は軸力伝達鋼棒の変形量 δ を降伏変位 δ_y で無次元化して表している。なお、ここでは引張载荷側、圧縮载荷側の性能の差異を確認するために、それぞれに分けて評価している。

また、各試験体の各サイクル時における等価減衰定数 h_{eq} を図 3.2.6-2 に示す。図中の縦軸の値は、各サイクル時の等価減衰定数 h_{eq} を表し、横軸は各サイクル時の変形量を平均した値 δ_{Av} を降伏変位 δ_y で無次元化して表している。ここで、等価減衰定数は(3.1)式^{3.6)}により算出した。

$$h_{eq} = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{W_{pi}}{W_{py}} \right) \quad (3.1)$$

ここで、 h_{eq} ：各サイクルの等価減衰定数

W_{pi} ：各サイクルの履歴吸収エネルギー

W_{py} ：等価ポテンシャルエネルギー

履歴吸収エネルギーについては、軸力伝達鋼棒が降伏した以降において変形が進むに従い隙間調整材を使用した試験体の方が20～70%程度大きくなる傾向を示し、更に、試験体5Bと5Cを比較すると5Cの方が大きい傾向にあった。これは、隙間調整材を使用した試験体の方が軸力伝達鋼棒全域にわたり降伏していたものと考察される。また、試験体5Aは、圧縮载荷側において13サイクル目($\delta/L_2=3.0\%$, $\delta/\delta_y=19$)以降の変形で履歴吸収エネルギーに差異が生じる傾向を示した。これは、局所的な座屈の進展による影響であるものと推察される。したがって、補剛管と軸力伝達鋼棒との隙間に隙間調整材を使用した試験体は、大変形領域で発生する局所的な座屈の進展を比較的抑制することができることから、安定した履歴吸収エネルギーの上昇を示したものと考察される。

次に、等価減衰定数については、すべての試験体において3サイクル目($\delta/L=1.0\%$, $\delta/\delta_y \div 3.1$ (5A, 5B), $\delta/\delta_y \div 2.4$ (5C))まで比較的安定した増加傾向を示し、それ以降の変形については比較的緩やかな増加傾向を示し、変形が進むに連れて定常状態に至る傾向を示した。また、3サイクル目($\delta/L=1.0\%$, $\delta/\delta_y \div 3.1$ (5A, 5B), $\delta/\delta_y \div 2.4$ (5C))以降の変形領域では、隙間調整材を使用した試験体の方が隙間調整材を使用していない試験体に比べると大きい傾向を示した。また、軸力伝達鋼棒の長さの違いによる差異は比較的小さい傾向にあった。

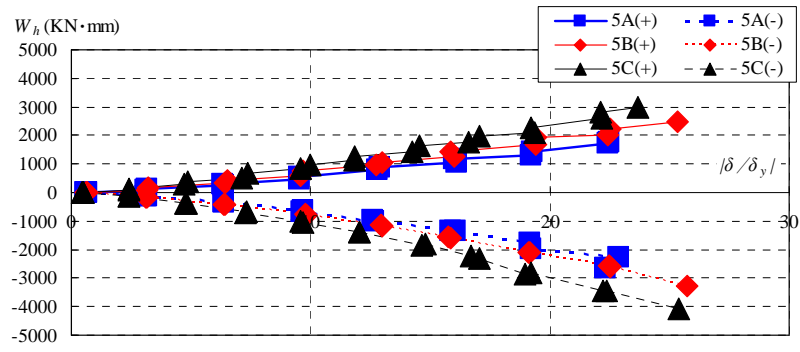


図 3.2.6-1 履歴吸収エネルギー

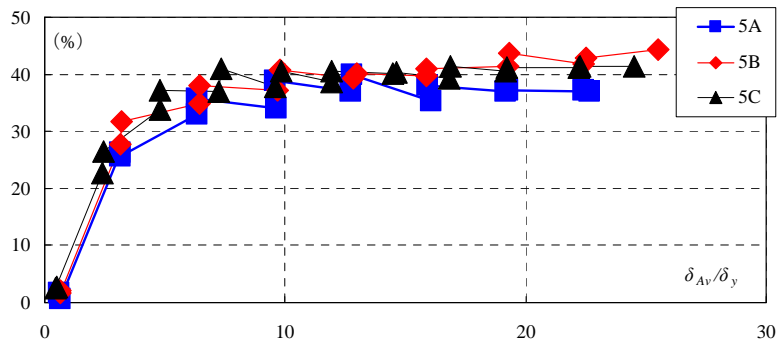


図 3.2.6-2 等価減衰定数

3. 2. 7 縮小モデル実験のまとめ

縮小モデル実験は、本研究で提案する鋼棒ダンパーの形状を確定するために、軸方向繰返し載荷実験を行い、復元力特性、塑性変形能力、補剛性状などの力学特性を明確化することを目的とした。その結果、以下の知見が得られた。ここで、知見 1) は（その 1）から（その 4）実験によって形状を確定したことを示し、それ以降の知見は確定したモデルにおける知見を示している。

- 1) 鋼棒ダンパーの形状としては軸力伝達鋼棒の端部に転造によるネジ加工を施した鋼棒を使用し、補剛管と軸力伝達鋼棒の隙間に挿入する隙間調整材としては、端部に円形鋼管をそれ以外の部分に硬度 90 のウレタンゴムを挿入する形状が有効である。
- 2) 全体座屈は補剛管が拘束し、隙間調整材が軸力伝達鋼棒の変形に伴って発生する局所的な座屈の進展を拘束することで大変形領域まで安定した復元力特性が得られる。
- 3) 鋼棒ダンパーの初期剛性は、ダンパーを構成する接合部鋼棒を考慮した全体の初期剛性で概ね評価できる。
- 4) 隙間調整材（両端部：座屈吸収鋼管、それ以外の部分：硬度 90 のウレタンゴム）を用いることで圧縮時の耐力上昇率を若干小さくすることができる。
- 6) 累積塑性変形倍率 η は 600 程度以上あり、高い累積塑性変形性能を有している。
- 7) 履歴吸収エネルギーは大変形領域まで安定した増加傾向を示す傾向にある。
- 8) 等価減衰定数は、軸力伝達鋼棒の軸歪 $\delta/L=1.0\%$ までは増加傾向を示し、それ以降の変形では緩やかに増加する傾向にある。

以上の知見により、提案した鋼棒ダンパーである座屈拘束ブレースは、従来の座屈拘束ブレースと同様に大変形まで座屈拘束が可能であることが確認できた。また、ダンパー性能についても比較的高い力学性能を有することが確認できた。

3. 3 実大実験

3. 3. 1 実験概要

本実験は実際の建物に用いる場合を想定し、実大モデルの鋼棒ダンパー試験体を対象とした。そして、この試験体は 3.2 節の実験によって確定したモデルの実大サイズとした。実験に用いた試験体の形状・寸法を図 3.3.1-1 に示す。実験変数は、ダンパー長さとした。試験体一覧を表 3.3.1-1 に、試験体を構成している各部材の材料特性を表 3.3.1-2 に示す。ただし、隙間調整材（座屈吸収ゴム）の材料については材料試験を実施していないことから製作会社の試験成績書の試験結果の値としている。また、実験では加力治具と試験体端部の接合部鋼棒との接合部をすべて剛接合とした。加力装置概要を図 3.3.1-2 に、加力状況を写真 3.3.1-1 に、加力プログラムを表 3.3.1-3 に示す。ここで、加力プログラム中の δ は試験体全体の軸方向変位量を、 L_2 は軸力伝達鋼棒の長さを表している。

試験体への载荷は、オイルジャッキ（引張 1000kN、圧縮 2500kN、ストローク $\pm 250\text{mm}$ ）を用いて静的正負交番繰返加力とした。また、繰返し加力のサイクルについては、すべての試験体において軸力伝達鋼棒の軸歪（ δ/L_2 ）を $\delta/L_2=0.1, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0\%$ と増加させた。各サイクルの繰返し数は 1 回とした。軸方向の荷重は、ロードセルにより検出し、試験体の軸方向変位量を変位計にて測定した。

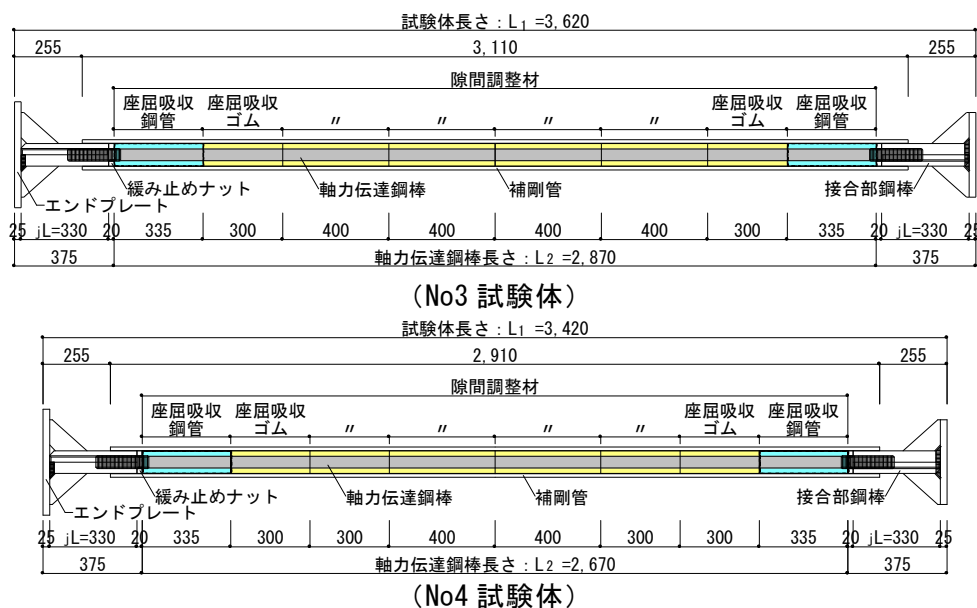


図 3.3.1-1 試験体図

表 3.3.1-1 試験体一覧

試験体名	軸力伝達鋼棒			補剛管			隙間調整材								試験体長さ	軸力伝達鋼棒変形長さ
							座屈吸収鋼管				座屈吸収ゴム					
	材質	ネジ径	軸径	材質	外径	肉厚	材質	外径	肉厚	材質	硬度	外径	肉厚			
		<i>M</i>	ϕ		ϕ	<i>t</i>		ϕ	<i>t</i>			ϕ	<i>t</i>			
		mm	mm		mm	mm		mm	mm			mm	mm	mm		
No3	SNR	48	44.8	STKM 13A	114.3	13.5	STKM 13A	85	18	ウレタン	90	85	18	3620	2870	
No4	400B									ゴム				3420	2670	

表 3.3.1-2 材料特性

供試体		材質	降伏点	引張強さ	ヤング係数	降伏歪	破断伸び
			(N/mm ²)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(μ)	(%)
軸力伝達鋼棒	(No3)	SNR400B	294	470	213247	1378	36
	(No4)		299	466	210105	1422	37
補剛管	(No3)	STKM13A	285	477	214304	1330	44
	(No4)		247	412	209569	1177	47
接合部鋼棒		SNR490B	309	513	211645	1460	33
隙間調整材 (座屈吸収鋼管)		STKM13A	271	458	176923	1742	44

供試体	材質	規格値	試験値			
		硬度	硬度	引張強さ	伸び	引裂強さ
				(N/mm ²)	(%)	(N/mm)
隙間調整材 (座屈吸収ゴム)	ウレタンゴム	90	91	20	730	47

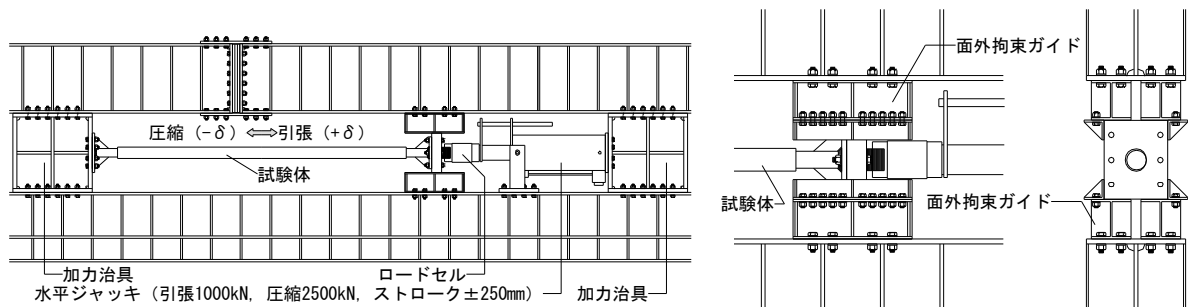


図 3.3.1-2 加力装置概要図

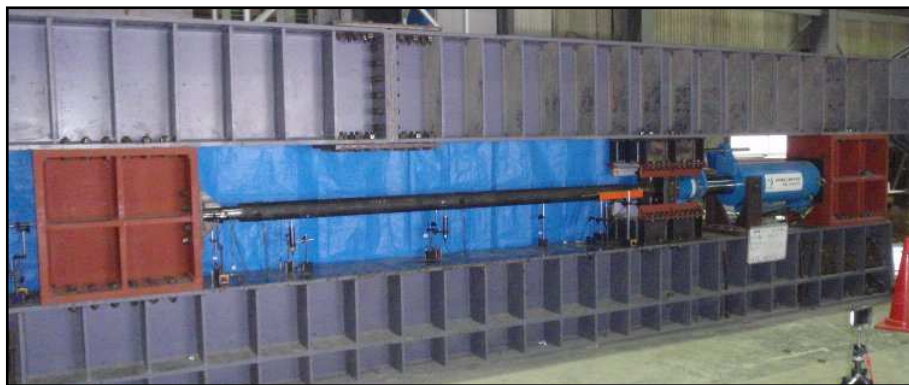


写真 3.3.1-1 加力状況

表 3.3.1-3 加力プログラム

サイクル	軸歪	軸方向変位量	
		No3	No4
	δ/L_2 (%)	δ (mm)	δ (mm)
1	±0.1	±2.9	±2.7
2	±0.5	±14.4	±13.4
3	±1.0	±28.7	±26.7
4	±1.5	±43.1	±40.1
5	±2.0	±57.4	±53.4

3. 3. 2 復元力特性

各試験体の軸方向力－軸変形関係を図 3.3.2-1 に示す．ここで，図の縦軸は軸方向力 P を軸力伝達鋼棒の降伏軸力 $P_y = A\sigma_y$ (A ：鋼棒軸断面積， σ_y ：表 3.3.1-2 に示す降伏点) で無次元化して表している．横軸は試験体全体の変位量 δ を，変形部長さ L_2 で無次元化して表している．また，図の縦軸，横軸は正側を引張側，負側を圧縮側として表している．

その結果，すべての試験体は軸力伝達鋼棒の軸歪 (δ/L_2) が 2% まで比較的安定した紡錘型の履歴特性を示した．しかしながら，軸力伝達鋼棒の軸歪 (δ/L_2) が 1.5% 以降の繰返しにおいては，圧縮载荷側で若干ではあるが緩やかな耐力上昇を示す傾向にあった．この現象は，隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触することで発生する摩擦力の影響であると考えられる^{3,7)}．また，初期降伏については，両試験体共に軸力伝達鋼棒の軸歪 (δ/L_2) が 0.5% の変形に向かう引張载荷時に降伏棚を示す履歴が確認されたことから，軸力伝達鋼棒の初期降伏が生じたものと考察される．さらに，両試験体共に最終変形まで鋼棒ダンパーの全体座屈は確認されなかった．よって，本実験に用いた鋼棒ダンパーを構成している補剛管は，十分に全体座屈を座屈補剛できる形状であったと考察される．

また，実験終了時の軸力伝達鋼棒の状況を写真 3.3.2-1 に示す．ここで，写真 3.3.2-1 は図 3.3.2-1 における軸歪 (δ/L_2) が 2% の圧縮载荷終了時（図 3.3.2-1 の丸印）のものである．また，写真 3.3.2-1 に示す三角印は実験終了後に目視によって確認できた軸力伝達鋼棒の局所的な座屈の発生箇所を示している．この写真より，両試験体共に軸力伝達鋼棒の全体にわたって局所的な座屈の波形が観察されることから，両試験体共に大変形まで軸力伝達鋼棒全体にわたって塑性化していたものと考察される．また，軸力伝達鋼棒に形成された局所的な座屈の波形状況については，ダンパー長さが短い試験体 No4 の方が明確に見られた．これは，軸部長さが短いと局所的に歪が集中し，逆に，軸部長さが長いと歪が分散する傾向にあるためと考察される．よって，本実験に用いた試験体は，鋼棒ダンパーの全体座屈については補剛管によって拘束し，更に，圧縮変形に伴って発生する軸力伝達鋼棒の局所的な座屈については隙間調整材が局所的な座屈の集中を抑え，軸力伝達鋼棒の全長にわたって局所的な座屈を進展させることができたと考察される．そのため大変形領域まで安定した履歴特性が得られたものと言える．

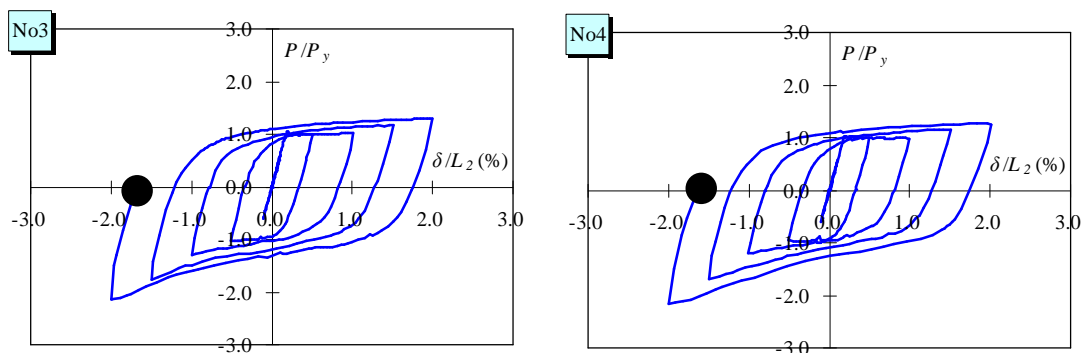


図 3.3.2-1 軸方向力－軸変形関係

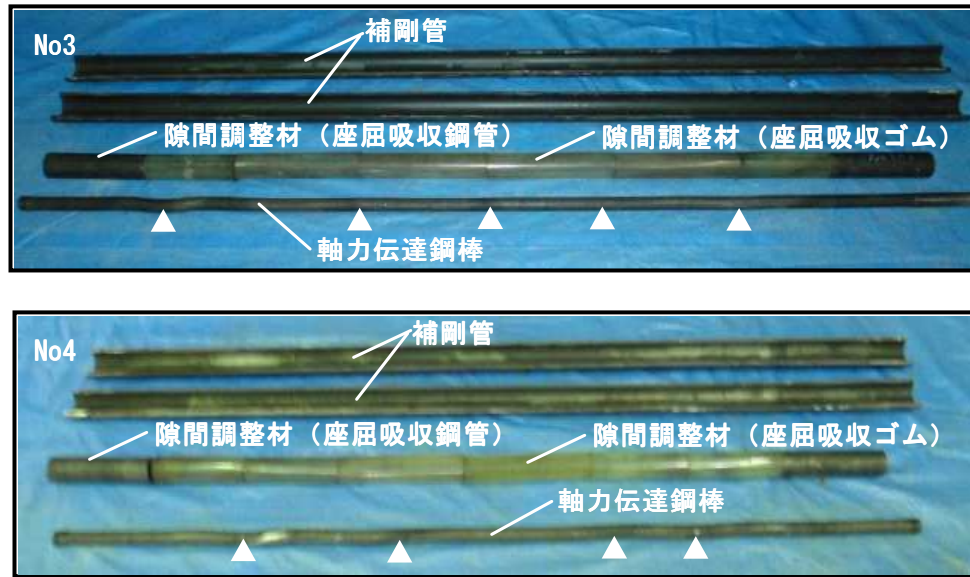


写真 3. 3. 2-1 実験後の試験体状況

3. 3. 3 軸剛性

各試験体の初期剛性の計算値と実験値を表 3.3.3-1 に示す．ここで，表中に示す計算値 1 は軸力伝達鋼棒の断面積，軸力伝達鋼棒の長さで材料試験結果のヤング係数から算出される初期剛性 ($K_{01}=EA/L_2$) を示し，計算値 2 は 3.2 節の図 3.2.4-1 で示した試験体の初期剛性算定モデルと同様に，接合部鋼棒（左側），軸力伝達鋼棒，接合部鋼棒（右側）の 3 要素を軸方向の直列バネと考えて算出した初期剛性 (K_{02}) とした．実験値における初期剛性は，各試験検体の 1 サイクル目の最大変形値から求めた割線剛性 (K_{S1}) とした．図 3.3.2-1 の各サイクルの最大変形値から求めた割線剛性 (K_S) の変化を図 3.3.3-1 に示す．ここで，図の縦軸は剛性の比率 (K_S/K_{02}) を，横軸は軸力伝達鋼棒の変形量 δ_{Av} （各サイクル時の引張载荷側，圧縮载荷側の変形量を平均した値）を降伏変位 δ_y で無次元化して表したものである．この結果，計算値 1 (K_{01}) に対する割線剛性 (K_{S1}) の比率は 0.81～0.82 の範囲で，計算値 2 (K_{02}) に対する割線剛性 (K_{S1}) の比率は 0.86～0.88 の範囲であった．よって， K_{S2}/K_{01} の比率は K_{S1}/K_{01} の比率より良い対応を示していることから，本試験体の初期剛性は接合部鋼棒を考慮した全体の初期剛性で評価できるものと考察される．

また，各試験体の剛性比は同程度の数値を示していることから，隙間調整材（座屈吸収ゴム）の長さあるいは試験体長さの違いが軸剛性に及ぼす影響は小さいといえる．

表 3. 3. 3-1 初期剛性の計算値と実験値

試験体	計算値1	計算値2	実験値	K_{S1}/K_{01}	K_{S1}/K_{02}
	K_{01}	K_{02}	K_{S1}		
	kN/mm	kN/mm	kN/mm		
No3	115.18	108.24	92.84	0.81	0.86
No4	122.71	114.86	101.23	0.82	0.88

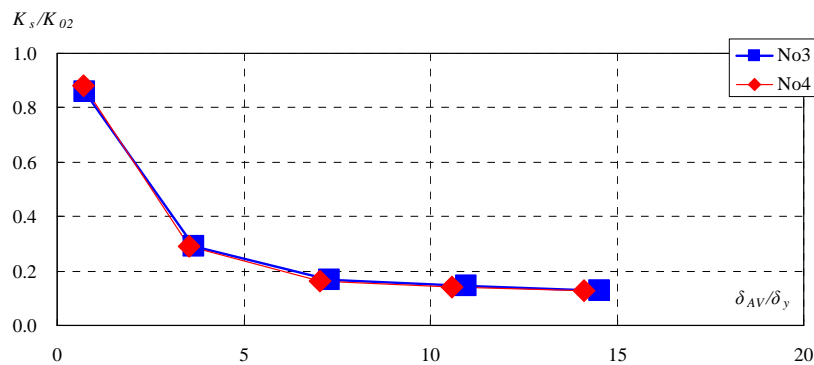


図 3. 3. 3-1 軸剛性－軸変形関係

3. 3. 4 耐力上昇率及び塑性変形能力

軸力伝達鋼棒の軸方向力－軸変形関係から求めた、耐力上昇率 P_{max}/P_y 、累積塑性エネルギー W_p 及び累積塑性変形倍率 η の結果を表 3.3.4-1 に示す。ここで、累積塑性エネルギー W_p 及び累積塑性変形倍率 η は、3.2 節の図 3.2.5-1 に従い算出している^{3.3)}。更に、軸方向力－累積塑性変形関係を図 3.3.4-1 に示す。ここで、図の縦軸は軸方向力 P を軸力伝達鋼棒の降伏軸力 P_y で無次元化して表し、各試験体の引張載荷側を正側、圧縮載荷側を負側に表している。横軸は累積塑性変形倍率 η を表している。

この結果、すべての試験体については、引張載荷側の耐力上昇率 (P_{max}/P_y) が、1.30～1.28 とほぼ同程度の値を示した。また、圧縮載荷側の耐力上昇率 (P_{max}/P_y) は、2.14～2.17 の値を示した。また、表 3.3.4-1 よりすべての試験体とも累積塑性エネルギー W_p で 1000 以上のエネルギー吸収能力を持っていることがわかる。

また、すべての試験体で累積塑性変形倍率 η は 400 以上あり、文献 3.4 に示されている大地震時の構造性能目標に掲げる数値 300 を大きく上回っている。また、鋼構造建物における構造ランク I の筋交い部分に必要な累積塑性変形倍率としては、一方向で 27 (両方向で 54) と規定^{3.5)} されていることを踏まえると、実大モデルの試験体においてもエネルギー吸収ブレース材として十分な性能を有しているものといえる。

表 3. 3. 4-1 耐力上昇率及び塑性変形性能

試験体名	耐力上昇率		累積塑性エネルギー			累積塑性変形倍率		
	P_{max}/P_y		W_p			η		
	正加力	負加力	正加力	負加力	合計	正加力	負加力	合計
No3	1.30	2.14	471	702	1172	227	286	513
No4	1.28	2.17	418	612	1030	204	258	462



図 3. 3. 4-1 軸方向力－累積塑性変形性能

3. 3. 5 履歴吸収エネルギーと等価減衰定数

軸力伝達鋼棒の軸方向力-軸変形の関係から求まる各試験体の各サイクル時における引張载荷側、圧縮载荷側それぞれの履歴吸収エネルギー W_h を図 3.3.5-1 に示す。図中の縦軸の値は、各試験体の引張载荷側を正側、圧縮载荷側を負側に表し、横軸は軸力伝達鋼棒の変形量 δ を降伏変位 δ_y で無次元化して表している。なお、ここでは引張载荷側、圧縮载荷側の性能の差異を確認するために、それぞれに分けて評価している。また、各試験体の各サイクル時における等価減衰定数 h_{eq} を図 3.3.5-2 に示す。図中の縦軸の値は、各サイクル時の等価減衰定数 h_{eq} を表し、横軸は各サイクル時の変形量を平均した値 δ_{Av} を降伏変位 δ_y で無次元化して表している。ここで、等価減衰定数は、3.2 節の (3.1) 式^{3.6)}により算出した。この結果、履歴吸収エネルギーについては、すべての試験体共に変形が進むに従い大きくなる傾向を示した。また、すべての試験体共に圧縮载荷側において4サイクル目($\delta/L_2=1.5\%$)以降の変形で履歴吸収エネルギーに差異が顕著に示す傾向にあった。これは、隙間調整材が大変形領域で発生する軸力伝達鋼棒の局所的な座屈の進展を比較的抑制できていたことから、軸力伝達鋼棒は軸変形が卓越しそれに伴って隙間調整材が軸力を負担している影響であるものと推察される。したがって、補剛管と軸力伝達鋼棒との隙間に隙間調整材を使用した試験体は、大変形領域で発生する局所的な座屈の進展を比較的抑制することができることから、安定した履歴吸収エネルギーの上昇を示したものと考察される。また、ダンパーの長さの違いによる差異は比較的小さい傾向にあった。

次に、等価減衰定数については、すべての試験体において2サイクル目($\delta/L_2=0.5\%$)まで比較的安定した増加傾向を示し、それ以降の変形については比較的緩やかな増加傾向を示し、変形が進むに連れて定常状態に至る傾向を示した。また、ダンパーの長さの違いによる差異は比較的小さい傾向にあった。

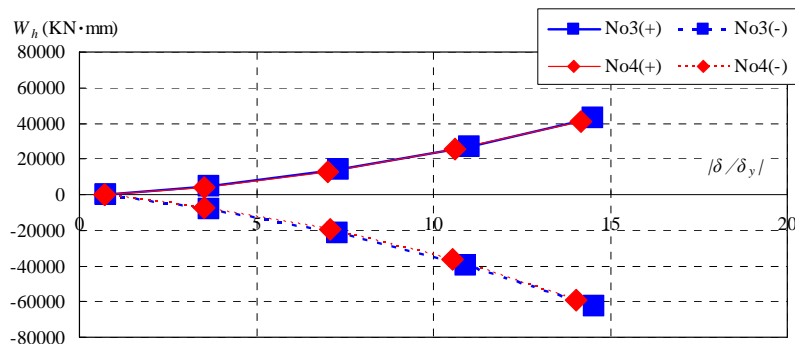


図 3. 3. 5-1 履歴吸収エネルギー

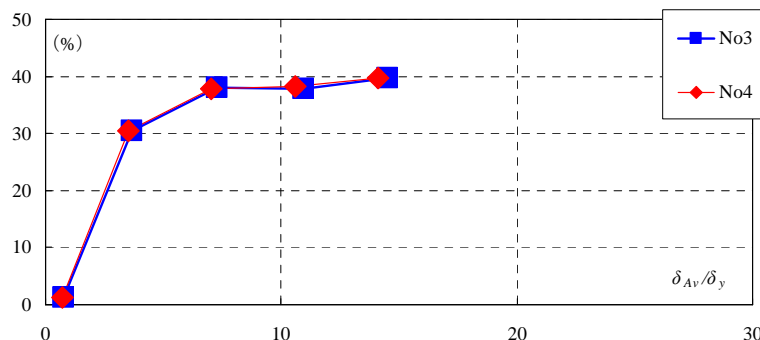


図 3. 3. 5-2 等価減衰定数

3. 3. 6 実大実験のまとめ

実大実験は、提案する鋼棒ダンパーの実大モデルによって軸方向繰返し載荷実験を行い、復元力特性、塑性変形能力、補剛性状などの力学特性を明確化することを目的として行なった。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 全体座屈は補剛管が拘束し、隙間調整材が軸力伝達鋼棒の変形に伴って発生する局所的な座屈の進展を拘束することで大変形領域まで安定した復元力特性が得られる。
- 2) 鋼棒ダンパーの軸剛性は、ダンパーを構成する接合部鋼棒を考慮した全体の初期剛性で評価できる。
- 3) 累積塑性変形倍率 η は 400 程度以上あり、高い累積塑性変形性能を有している。
- 4) 履歴吸収エネルギーは大変形領域まで安定した増加傾向を示す傾向にある。
- 5) 等価減衰定数は、軸力伝達鋼棒の軸歪 $\delta/L_2=0.5\%$ までは増加傾向を示し、それ以降の変形では緩やかに増加する傾向にある。

以上の知見により、鋼棒ダンパーは、実大モデルにおいても比較的高い力学性能を有することが確認できた。ただし、軸力伝達鋼棒の軸歪 (δ/L_2) が 1.5% 以降の繰返しにおいては、圧縮載荷側で若干ではあるが緩やかな耐力上昇を示す傾向にあり、さらに変形が進んだ際の耐力上昇を予測することは、今回行った実験を元に予測することは不可能である。しかしながら、今回行った実験によって、鋼棒ダンパーは一般的な構造造物の架構（スパン：6m、階高：3m）に K 型配置することで層間変形角 1/50 程度の変形まで対応できる結果を得たことから、十分に制震部材として適用できる範囲にあるものと考えられる。さらに、主架構においては K 型配置のように対で使用することで、より安定した履歴性状を得られるものといえる。

3. 4 FEM解析

3. 4. 1 解析概要

FEM 解析は、3.2 節の縮小モデル実験の実験結果と 3.3 節の実大モデル実験の実験結果における隙間調整材の有効性と接触問題を検証するために行なった。解析には汎用の有限要素法解析ソフト「ADINA-VERSION8.9.0」^{3,8)}を用い、材料非線形と接触面の摩擦を考慮した解析を行った。解析変数は軸力伝達鋼棒と隙間調整材との間、隙間調整材と補剛管との間の摩擦係数とした。試験体に対応した解析モデル一覧を表 3.4.1-1 に、FEM 解析モデルを図 3.4.1-1 に示す。ここで、表 3.4.1-1 に示す AD モデルはこれまでに確認してきた縮小試験体の実験の解析モデルを、ADF モデルは実大実験の解析モデルを示している。すべての解析モデルは鋼棒ダンパーを 1/2 の半円にした形状とした。また、解析モデルの各部材は、接合部鋼棒と軸力伝達鋼棒は 3 次元ソリッド要素で、隙間調整材（座屈吸収ゴム、座屈吸収鋼管）および補剛管はシェル要素でモデル化した。解析モデルの寸法については実験を行なった鋼棒ダンパーの試験体と同じである。各部材のメッシュ分割は AD モデルについては周方向を 9 分割とし、軸方向については軸力伝達鋼棒が 120 分割、接合部鋼棒が 15 分割、隙間調整材（座屈吸収ゴム）が 60 分割、隙間調整材（座屈吸収鋼管）が 40 分割、補剛管が 100 分割とした。ADF モデルについては周方向を 14 分割とし、軸方向については軸力伝達鋼棒が 400 分割、接合部鋼棒が 2 分割、隙間調整材（座屈吸収ゴム）が 200 分割、隙間調整材（座屈吸収鋼管）が 30 分割、補剛管が 60 分割とした。境界条件については、加力点側をローラー条件（軸方向変位のみ自由）とし、加力点と反対側の接合部鋼棒の端部を完全固定条件とした。更に、補剛管の加力点側の端部と加力点と反対側の端部についても完全固定条件とした。鋼材のモデル化については弾塑性のバイリニアモデルとした。材料特性は表 3.4.1-2 に示す材料試験結果のヤング係数と降伏応力度を用いた。また、バイリニアモデルの二次勾配はヤング係数の 1/1000 とした。降伏条件には、von Mises の降伏条件に従った。ただし、隙間調整材（座屈吸収ゴム）については弾性モデルとした。また、軸力伝達鋼棒の中央部の面外方向に初期不整として 0.01mm の微小変形を与えた。一方、ADF モデルについては初期不正を 0.3mm とした。また、すべてのモデルは加力点を載荷方向に対して強制変位を与える方法で荷重を作用させた。

表 3.4.1-1 解析モデル一覧

解析モデル	鋼棒		接合部鋼棒		座屈吸収鋼管			座屈吸収ゴム			補剛管			初期不整	摩擦係数		解析モデルに対応する試験体
	外径	長さ	外径	長さ	外径	肉厚	長さ	外径	肉厚	長さ	外径	肉厚	長さ		鋼と鋼	鋼とウレタンゴム	
	ϕ	L_2	ϕ	L_3	ϕ	t_4	L_4	ϕ	t_5	L_5	ϕ	t_5	L_6		μ		
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm				
AD1-A															0.0	-	5A
AD1-C															0.4	-	
AD2-A		580								380			850	0.01	0.0	0.0	5B
AD2-B			27.2	310	27.2	5.0	100	27.2	5.0		38.1	4.5			0.4	0.3	
AD2-C															0.4	0.5	
AD3-A															0.0	0.0	5C
AD3-B		780								580			1050		0.4	0.3	
AD3-C															0.4	0.5	
ADF1-A														0.3	0.0	0.0	NO3
ADF1-B		2870								2200			3110		0.4	0.3	
ADF1-C															0.4	0.5	
ADF2-A	44.5		85	350	85	18	335	85	18		114	13.5			0.0	0.0	NO4
ADF2-B										2000			2910		0.4	0.3	
ADF2-C		2670													0.4	0.5	

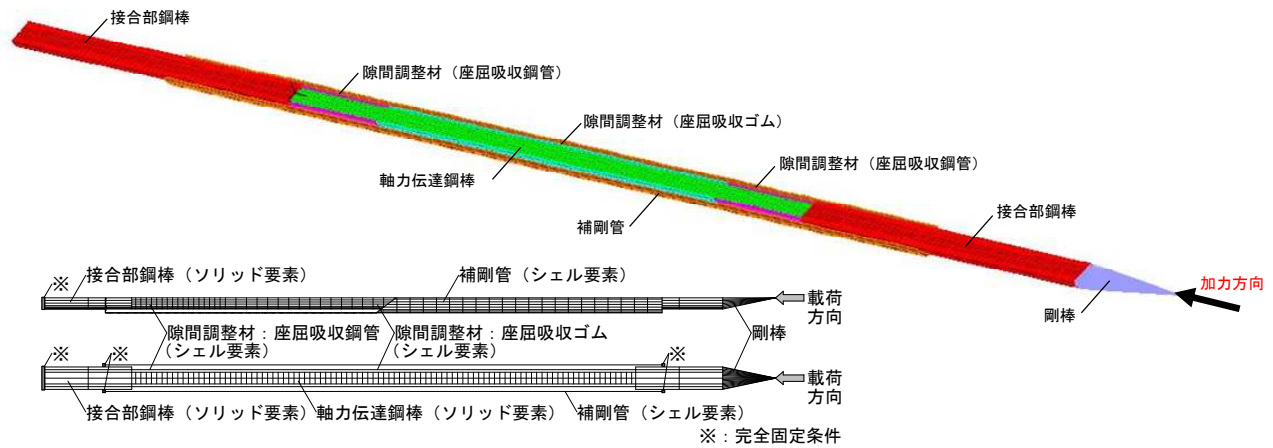


図 3.4.1-1 解析モデル

表 3.4.1-2 材料特性

解析モデル	部材		材質	性質	降伏点	ヤング係数	ポアソン比	密度
					N/mm ²	N/mm ²		
AD	鋼棒		SNR400B	弾塑性	333	210141	0.3	7.85
	接合部鋼棒		SS400	弾塑性	512	211209	0.3	7.85
	座屈調整材	座屈吸収鋼管	STKM13A	弾塑性	413	296836	0.3	7.85
		座屈吸収ゴム	ウレタンゴム	弾性	-	58	0.49	11.47
	補剛管	AD1	STKM13A	弾塑性	349	263240	0.3	7.85
		AD2			335	250325	0.3	7.85
		AD3			341	264257	0.3	7.85
ADF	鋼棒	ADF1	SNR400B	弾塑性	294	213247	0.3	7.85
		ADF2			299	210105	0.3	7.85
	接合部鋼棒		SNR490B	弾塑性	309	211645	0.3	7.85
	座屈調整材	座屈吸収鋼管	STKM13A	弾塑性	274	216058	0.3	7.85
		座屈吸収ゴム	ウレタンゴム	弾性	-	58	0.49	11.47
	補剛管	ADF1	STKM13A	弾塑性	285	214304	0.3	7.85
		ADF2			247	209569	0.3	7.85

3. 4. 2 荷重変形関係

各解析モデルの解析結果から得られた軸方向力－軸歪関係を図 3.4.2-1 に示す．ここで、図 3.4.2-1 の横軸と縦軸はそれぞれ軸歪 (δ/L) と降伏耐力に対する圧縮軸力 (P/P_y) を示し、さらに、比較のため実験結果の骨格曲線を併せて示している．

この結果、AD1 モデルについては、軸歪が 0.2% 近傍で軸力伝達鋼棒が降伏し、それ以降緩やかな耐力低下を起こしながら最終的には軸歪が 0.4% 近傍から更なる耐力低下を起こして計算が収束できず解析を終了している．これは、AD1 は軸力伝達鋼棒と補剛管との隙間が大きく、軸力伝達鋼棒の圧縮変形に伴って発生する局所的な座屈の座屈波が局所的に集中したことによるものと考察される．また、解析結果と実験結果を比較すると初期の剛性は概ね良い対応をしているものの、降伏耐力は大きく差異が生じている結果であった．これは、実験結果の 5A 試験体は、軸力伝達鋼棒が先に载荷を行なった引張载荷側で最初に降伏したことから、その影響を大きく受けていると考察される．そのため、降伏耐力は解析結果と大きく差異が生じたと判断される．また、解析結果において AD1-A と AD1-C を比較するとほぼ同様の履歴曲線を描いている．よって、このモデルでは摩擦係数が履歴曲線に及ぼす影響は小さいと考察される．

次に、AD2 モデルと AD3 モデルの結果については概ね実験結果と良く対応した．また、両モデル共に摩擦係数の違いによる差異は小さい結果であった．よって、摩擦係数が履歴曲線に及ぼす影響は比較的小さいと考察される．また、ADF1 モデルと ADF2 については AD 2 モデルと AD3 モデルと同様に概ね実験結果と良く対応している結果であった．ただし、ADF1-B と ADF1-C については、軸力伝達鋼棒の降伏以降の変形領域の解析による追跡が出来ていない．これは、ADF1 モデルは ADF2 モデルに比べると軸力伝達鋼棒の座屈長さが長いモデルであり、そのため軸力伝達鋼棒は座屈し易い状況であったこと、かつ、摩擦係数を考慮した接触における計算が複雑であったことが原因となり計算が収束しなかったものと考察される．しかしながら、ADF2 モデルにおける解析結果から、摩擦係数の違いによる差異は小さいものと考察される．したがって、軸力伝達鋼棒の軸歪 (δ/L_2) が 1.0% 程度までの変形領域においては摩擦係数が履歴曲線に及ぼす影響はほとんど無いと考察される．

以上の結果、解析は接触問題を考慮した摩擦係数 0 としたモデルによって、鋼棒ダンパーの軸歪 (δ/L_2) が 1.0% 程度まで実験結果を再現できる．ただし、3.3 節の図 3.3.2-1 で確認された圧縮領域における軸歪 (δ/L_2) が 1.5% 以降の大変形時に発生した緩やかな耐力上昇に対する FEM 解析の追跡は今後の課題である．

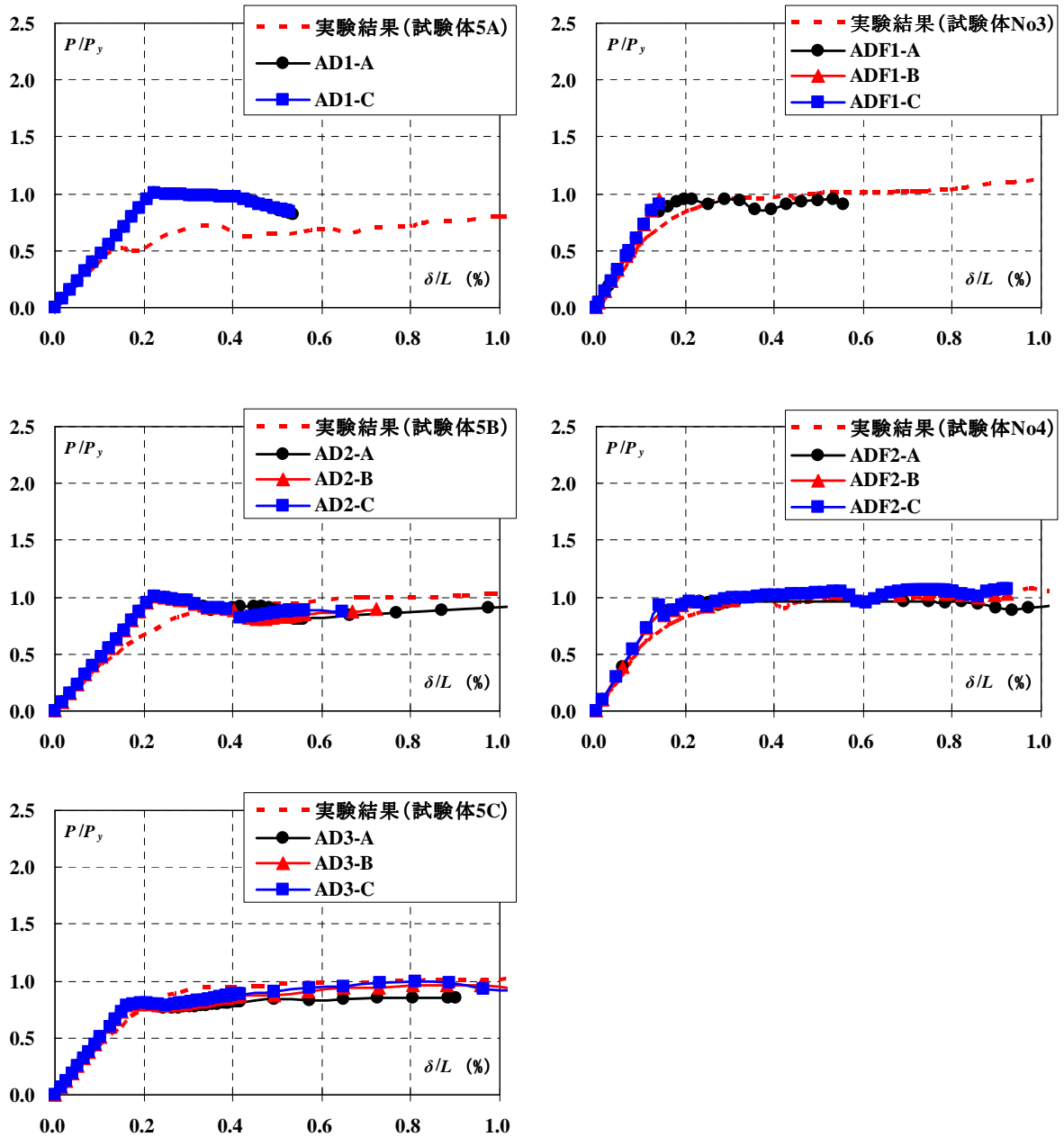


図 3.4.2-1 軸方向力－軸歪関係

3. 4. 3 変形モード


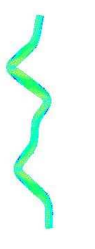

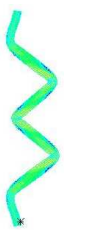
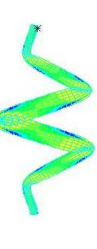
摩擦係数を 0 と設定したモデルの解析結果において、補剛管内における軸力伝達鋼棒の変形挙動の確認を行った。軸力伝達鋼棒の変形挙動の確認は、軸歪が 0.2%、0.5%、0.8% とした。軸力伝達鋼棒の変形モードの変遷一覧を表 3.4.3-1 に示す。ただし、AD1-A と ADF1-A は軸歪が 0.5%までの挙動しか得られていないため 0.8%は示していない。また、表 3.4.3-1 に示す座屈波形図は変形倍率を 30 倍にした軸力伝達鋼棒の挙動を示している。

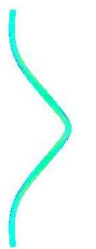
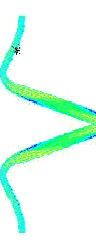
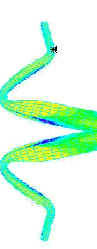


この結果、すべてのモデルの座屈波形は変形が進むと高次の座屈波数の多いモードへと移行していく傾向にあることが確認された。例えば、AD1-A については軸歪が 0.2%では 1 波の座屈モードを示し、軸歪が 0.5%では 7 波の座屈モードを示した。また、このモデルは、他の AD モデルと比べて比較的早期に座屈波の多いモードへ移行し、更に、座屈波形の形状もより複雑な座屈モードとなっていることが確認できる。これは、隙間調整材が無いために、他のモデルに比べて軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間が大きかった影響が顕著に現れたものと考察される。一方、AD2-A と AD3-A モデルについては、同様の座屈波形のモードを示す結果であった。ただし、軸歪が 0.5%から 0.8%の領域においては、AD3-A モデルの方が軸力伝達鋼棒の中央部で変形が卓越していることが確認できる。これは、AD3-A モデルは他の AD モデルに比べて軸力伝達鋼棒の鋼棒の長さが大きく、座屈し易い状況であったことから、軸歪が 0.2%で確認された 1 波形のモードが卓越していたためと考察される。つまり、座屈長さが長くなると 1 波の波形モードが卓越し、その部分に局所的に応力集中する傾向があるものと考察される。




次に、ADF モデルについては、軸歪が 0.2%まではほぼ同じ座屈モードを示しているが、軸歪が 0.5%では ADF1-A の方が座屈波数が多くなっていることが確認できる。つまり、ADF2-A に比べて座屈長さが大きくなった影響で、座屈波数の多いモードへと移行し易い状況であったと考察される。したがって、座屈モードは座屈長さが大きくなることによって 1 波の波形モードが卓越したり、早期に座屈波数の多いモードへ移行したりする可能性があると考えられる。更に、隙間調整材が有る場合には、軸力伝達鋼棒の座屈波形の波数が座屈波数の多いモードへとスムーズに移行できると考察される。

よって、この結果から軸力伝達鋼棒を全長にわたって局部変形を起こさせエネルギー吸収を行うために隙間調整材は有効であると言える。

表 3.4.3-1 軸方向力-軸歪関係

解析モデル		AD1-A			AD2-A		
軸歪	δ/L (%)	0.2 (%)	0.5 (%)	0.8 (%)	0.2 (%)	0.5 (%)	0.8 (%)
座屈モード図 (倍率 : 30)				-			
座屈モードの波数		1	7	-	1	5	5

解析モデル		AD3-A			ADF1-A		
軸歪	δ/L (%)	0.2 (%)	0.5 (%)	0.8 (%)	0.2 (%)	0.5 (%)	0.8 (%)
座屈モード図 (倍率 : 30)							-
座屈モードの波数		1	3	5	3	6	-

解析モデル		ADF2-A		
軸歪	δ/L (%)	0.2 (%)	0.5 (%)	0.8 (%)
座屈モード図 (倍率 : 30)				
座屈モードの波数		3	4	9

3. 4. 4 補剛管の変形と軸力伝達

軸力伝達鋼棒が圧縮変形を受けると降伏以降の領域において、局部変形として局所的な座屈が発生し、圧縮変形が進むにつれて座屈波数の多いモードが形成されることが確認された。そこで、代表的な解析モデルとして AD2-A モデルと ADF2-A を対象に、軸力伝達鋼棒が隙間調整材を介して補剛管に接触した際の補剛管の変形状況とその変形時における補剛管の軸力伝達状況を確認する。補剛管の変形状況と軸力伝達状況の確認は軸歪が 0.2%, 0.5%, 1.0%, 1.5% とした。また、補剛管の軸力伝達状況を確認するための発生歪は解析モデルの補剛管中央部にある要素の引張歪あるいは圧縮歪の最大値を用いた。補剛管の変形状況一覧を表 3.4.4-1 に示す。また、補剛管の変形状況の確認を行った軸歪時に発生していた補剛管の歪を表 3.4.4-2 に示す。ここで、表 3.4.4-1 に示す補剛管の変形は倍率を 30 倍にしたものである。ADF2-A モデルには対応する実験結果（No4 試験体）の値を併せて示している。

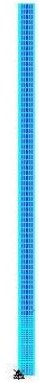
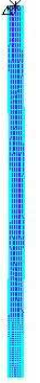


この結果、AD2-A モデルと ADF2-A モデル共に補剛管はほとんど変形していないことがわかる。よって、補剛管は十分に軸力伝達鋼棒の圧縮変形に伴って発生する座屈波を拘束し、大変形まで鋼棒ダンパーの全体座屈を防止できていたものと考察される。

次に、補剛管の発生歪については、AD2-A モデルは変形が大きくなるに伴って最大歪の絶対値は大きくなっている状況にあった。

一方、ADF2-A モデルの場合は変形が大きくなるに伴って最大歪の絶対値は小さくなる結果であった。また、解析モデルと実験結果においては、補剛管に発生していた歪の値に差異が認められる。これは、解析モデルは 1/2 の半円モデルで検討を行っていることから、軸力伝達鋼棒の局部変形の発生方向が異なっていた事によるものと考察される。しかしながら、解析結果および実験結果共にすべての値は大変形領域に至るまで補剛管の歪が弾性範囲にあることから、補剛管への軸力伝達は比較的小さいものと考察される。

したがって、実験時の圧縮載荷時における、軸力伝達鋼棒の局部変形に伴って隙間調整材を介して補剛管に接触した際の補剛管への影響は比較的小さいものといえる。

表 3.4.4-1 補剛管の変形状況一覧

解析モデル		AD2-A			
軸歪	δ/L (%)	0.2 (%)	0.5 (%)	1.0 (%)	1.5 (%)
変形状況図 (倍率 : 30)					





解析モデル		ADF2-A			
軸歪	δ/L (%)	0.2 (%)	0.5 (%)	1.0 (%)	1.5 (%)
変形状況図 (倍率 : 30)					

表 3.4.4-2 補剛管の発生歪

解析 モデル	軸歪	歪			
		解析値	$\varepsilon_A / \varepsilon_y$	実験値	$\varepsilon_E / \varepsilon_y$
	δ / L	ε_A		ε_E	
	%	μ		μ	
AD2-A	0.2	0.00	0.00	-	-
	0.5	-54.38	-0.04	-	-
	1.0	184.27	0.14	-	-
	1.5	171.22	0.13	-	-
ADF2-A	0.2	-126.08	-0.11	-85.45	-0.07
	0.5	-143.95	-0.12	-39.44	-0.03
	1.0	-39.59	-0.03	-139.91	-0.12
	1.5	-50.73	-0.04	-345.54	-0.29

3. 4. 5 FEM解析のまとめ

3.2節の縮小モデル実験の実験結果と3.3節の実大モデル実験の実験結果における性能値の信頼性を高めるとともに、隙間調整材の効果を確認するために、接触問題を考慮したFEM解析を通して実験結果との比較検討を行った。得られた知見を以下に示す。

- 1) 軸力伝達鋼棒と補剛管との隙間が大きい場合には、座屈波数の多いモードへの移行の過程で局所的に応力集中が生じる。
- 2) 軸歪が1.0%程度の領域においては、軸力伝達鋼棒が圧縮変形に伴って、軸力伝達鋼棒と隙間調整材あるいは隙間調整材と補剛管が接触することによる履歴曲線への影響は比較的小さい。
- 3) 隙間調整材が存在することによって、軸力伝達鋼棒の座屈波形の波数が、より多い波数のモードへとスムーズに移行する。
- 4) 軸力伝達鋼棒を全長にわたって局部変形を起こさせエネルギー吸収を行うために隙間調整材は有効である。
- 5) 座屈モードは座屈長さの影響を大きく受ける。
- 6) 補剛管は十分に軸力伝達鋼棒の圧縮変形に伴って発生する座屈波を拘束し、大変形まで鋼棒ダンパーの全体座屈を防止できる。
- 7) 圧縮载荷時における軸力伝達鋼棒の変形に伴って隙間調整材を介して補剛管に接触した際の補剛管への軸力伝達は比較的小さい。

以上の知見により、提案した鋼棒ダンパーを構成している軸材である軸力伝達鋼棒が降伏に至った以降の領域で、特に軸力伝達鋼棒の座屈の影響が問題となる圧縮領域においては、軸力伝達鋼棒と補剛管との隙間に配置した隙間調整材は軸力伝達鋼棒の変形に伴って軸力伝達鋼棒と接触し、最終的には補剛管にも接触する。しかしながら、接触によって発生する摩擦力の影響がほとんど無いために、補剛管への軸力伝達は小さかった。また、隙間調整材があることで軸力伝達鋼棒の軸変形が一部分に集中すること無く軸力伝達鋼棒の全長にわたって軸変形ができたものといえる。したがって、提案した鋼棒ダンパーを構成している軸力伝達鋼棒と補剛管との隙間に配置する隙間調整材は、大変形まで安定した履歴性状を得るために有効な部材であることが明確になった。

3. 5 要素圧縮実験

3. 5. 1 実験目的

3.3 節の実大実験の結果、提案した鋼棒ダンパーは軸歪が 1.5% 程度（軸変形が 40mm 程度）までは引張圧縮共に耐力に差の無い比較的安定した履歴特性を示す傾向が示された。しかしながら、軸歪が 1.5% 以降の大変形時には圧縮載荷側において緩やかな耐力上昇を示す傾向にあった。これは、3.2 節の縮小モデル実験においても同様の傾向にあった。これには 2 つの要因が考えられる。1 つ目の要因としては、鋼棒ダンパーを構成している軸力伝達鋼棒の局所的な座屈の進展を緩和する目的で用いた隙間調整材（座屈吸収ゴム）が、軸力伝達鋼棒の圧縮変形に伴って圧縮軸力を負担していたと考えられる。

次に、2 つ目の要因としては隙間調整材（座屈吸収ゴム）が圧縮軸力を負担すると軸変形に伴って周方向にも変形し、隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触する、或いは軸力伝達鋼棒の局所的な座屈に伴って発生する座屈波が隙間調整材（座屈吸収ゴム）を外側に押出し最終的には補剛管に接触するといった挙動をしていたと考えられる。つまり、隙間調整材（座屈吸収ゴム）と補剛管が接触することで摩擦力が発生し補剛管に軸力が伝達されていたと考えられる。

以上のことから、縮小モデル実験および実大実験で得られた鋼棒ダンパーの履歴特性を明確化するために、この 2 つの原因を検討しておく必要がある。

そこで、この節では要素圧縮実験を行い復元力特性で確認された圧縮領域における緩やかな耐力上昇について検討を行う。

3. 5. 2 要素圧縮実験概要

実験は補剛管の内側に隙間調整材（座屈吸収ゴム）を配置した状態で治具を介して載荷する形式とし、同一の隙間調整材（座屈吸収ゴム）に対して3回の圧縮載荷を行なった。ただし、隙間調整材（座屈吸収ゴム）は弾性体ではあるが1回の載荷後に形状寸法が元の状態であることを確認することとした。実験概要図を図3.5.2-1に、試験体一覧を表3.5.2-1に示す。ここで、図3.5.2-1には実験状況写真を併せて示している。

実験に使用した材料特性を表3.5.2-2に示す。載荷方法は1000kN 万能試験装置を用いて静的単調圧縮載荷とした。また、実験中の軸方向の荷重は試験装置のロードセルにより検出し、試験体の軸方向変位量を変位計にて測定した。また、載荷方法は試験体の軸方向変位量が20mmまでとした。

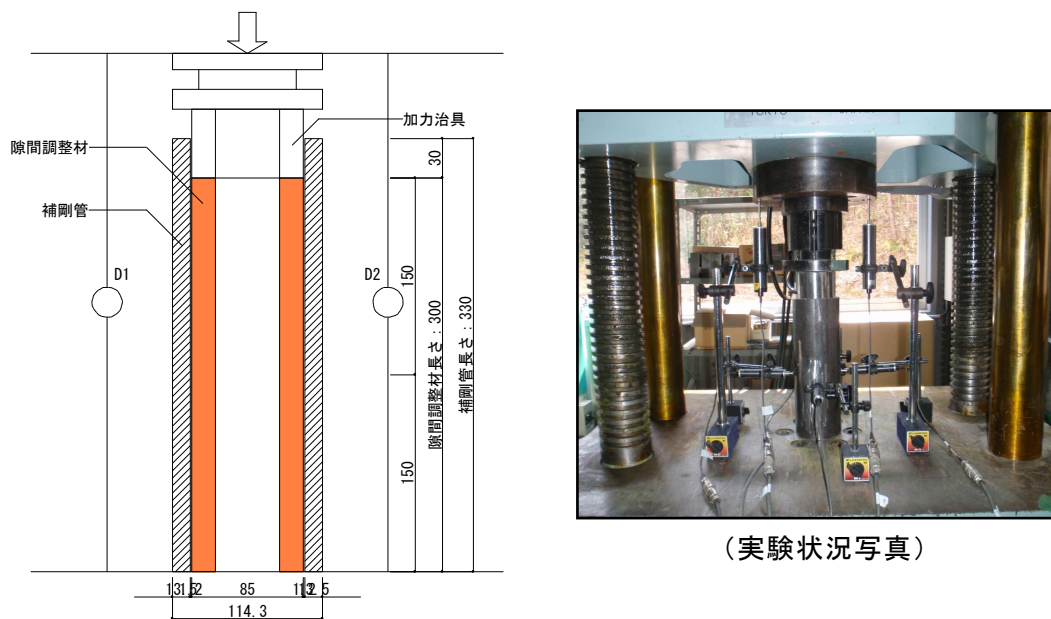


図 3. 5. 2-1 実験概要図

表 3. 5. 2-1 試験体一覧

試験体名	実験回数	隙間調整材				補剛管			
		材質	外径	肉厚	長さ	材質	外径	肉厚	長さ
			ϕ	t	L		ϕ	t	L
			mm	mm	mm		mm	mm	mm
CT-300	1	ウレタンゴム	84.80	18.19	300.0	STKM13A	113.90	13.74	330.0
	2								
	3								

表 3. 5. 2-2 材料特性

供試体	材質	降伏点	引張強さ	ヤング係数	降伏歪	伸び	硬度
		N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	μ	%	
補剛管	STKM13A	247	412	209569	1177	47	-
隙間調整材	ウレタンゴム	-	20	58	-	730	91

3. 5. 3 実験結果

3 回行なった圧縮実験の荷重変形関係を図 3.5.3-1 に、初期剛性検討結果を表 3.5.3-1 に示す。この結果、すべての試験体は隙間調整材（座屈吸収ゴム）の圧縮変形が進展するに従い耐力が直線的に増加し、圧縮変形が 12mm 程度近傍から急激に耐力上昇する傾向を示した。この耐力上昇は隙間調整材（座屈吸収ゴム）が圧縮変形に伴って周方向に膨らみ補剛管に接触したものと考察される。さらに、隙間調整材（座屈吸収ゴム）の圧縮変形が 12mm 以降の履歴については、直線的に荷重が増加していく傾向を示している。これは、隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触することによって摩擦力が生じていたものと考察される。

また、すべての実験の初期剛性 K_I は 0.58～0.61kN/mm 程度で、計算値に対する実験値の比率 K_I/cK は 0.79～0.82 程度であった。このことから、実験結果の初期剛性は計算値とほぼ同程度の値を示す傾向にあり、更に、この値は 3.3 節の実大実験で示した軸力伝達鋼棒の軸剛性に比べると極めて小さい。よって、実大実験時の耐力上昇の要因としては、隙間調整材（座屈吸収ゴム）自体の軸変形によって圧縮軸力を負担していた可能性が低いものと考察される。

すなわち、縮小モデル実験および実大実験で見られた耐力上昇は隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触することで発生する摩擦力の影響が大きいものと考察される。

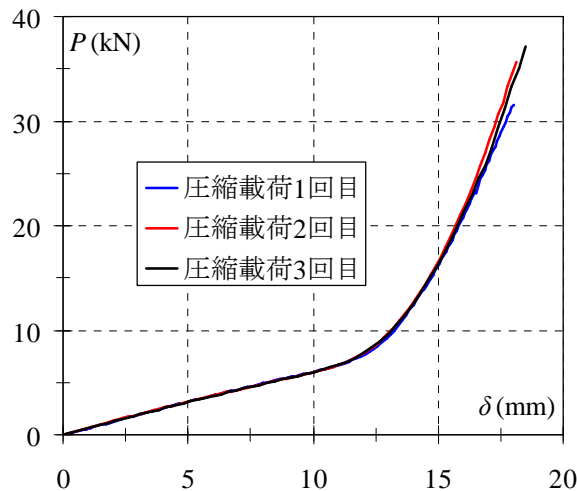


図 3.5.3-1 荷重－変形関係

表 3.5.3-1 初期剛性検討結果

試験体	実験回数	初期剛性		K_I/cK
		実験値	計算値	
		K_I	cK	
		kN/mm	kN/mm	
CT3-300	1	0.61	0.74	0.82
	2	0.58		0.79
	3	0.59		0.80

3. 5. 4 FEM解析

隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触することで発生する摩擦力の影響を検証するために有限要素法解析を行なった．解析は有限要素法解析ソフト「ADINA-VERSION9.0」¹⁾を用いた．本実験で使用した形状と同様である有限要素解析モデルを図 3.5.4-1 に示す．メッシュ分割は隙間調整材（座屈吸収ゴム）の周方向と軸方向の比率が 1:2 となるように周方向に対しては 30 分割，軸方向に対しては 15 分割を基準とした．材料のモデル化は隙間調整材（座屈吸収ゴム）が弾性モデル，補剛管が弾塑性のバイリニアモデルとし，材料特性は表 3.5.2-2 に示す値を用いた．降伏条件は von Mises の降伏条件とし，硬化則は等方硬化則を用いた．また，境界条件は隙間調整材（座屈吸収ゴム）と加力点を剛体で接合し，その先端の加力点の加力方向以外すべて拘束した．また，補剛管はその上下において変形と回転を拘束した．また，隙間調整材（座屈吸収ゴム）の軸方向の初期たわみ（初期不正：e）は $e=L/100$ とした．解析変数は摩擦係数 μ とし， $\mu=0, 0.3, 0.5$ に対して解析を行なった．解析は加力点を軸圧縮力方向に対して強制変位を与える方法で荷重を作用させた．

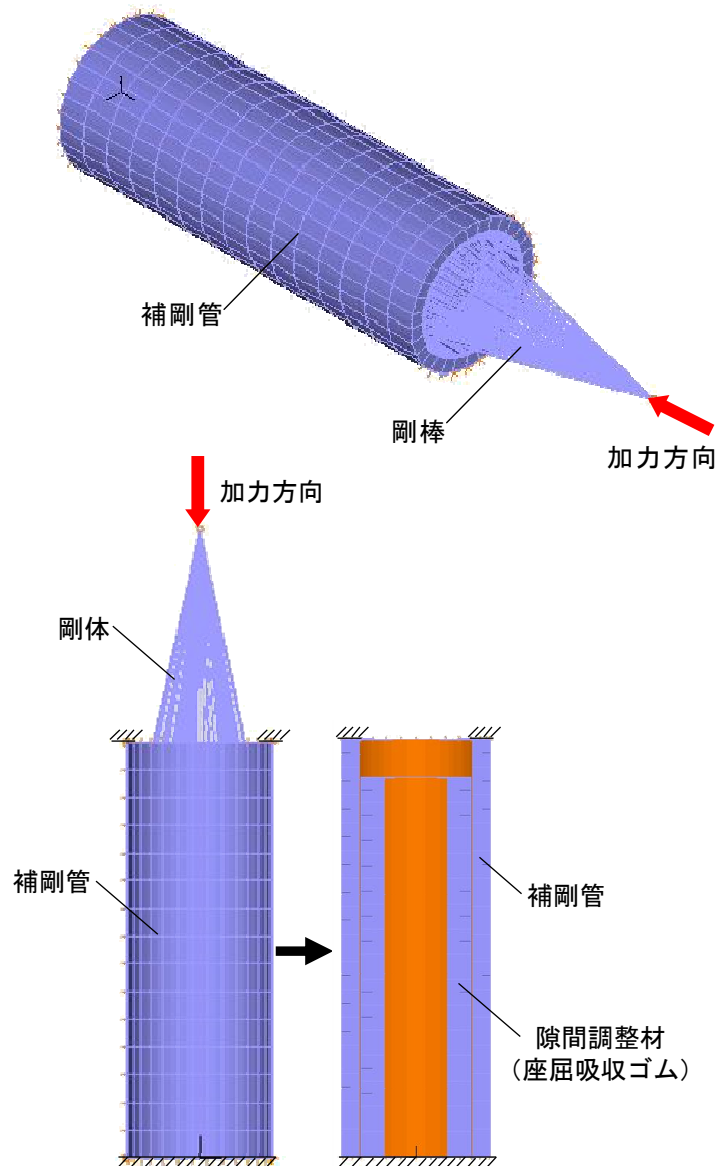


図 3.5.4-1 解析モデル

3. 5. 5 解析結果

解析モデルにおける解析結果から得られた荷重変形関係を図 3.5.5-1 に示す．ここで，図 3.5.5-1 には比較のため代表的な実験結果として圧縮载荷 1 回目の荷重変形関係を併せて示している．また，解析結果を表 3.5.5-1 に示す．

この結果，弾性剛性についてはすべての解析モデルにおいて解析値/計算値がほぼ 1.0，解析値/実験値が 1.25 程度と解析値は概ね計算値および実験値と一致する傾向にあった．また，解析結果では隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触することで耐力上昇が生じ始める変形に若干のずれが生じている．これは，解析モデルの補剛管は実測値の平均値を用いた真円形状としているのに対して実際の補剛管は完全な真円を形成していないため隙間調整材（座屈吸収ゴム）と補剛管との隙間が均一ではないことが原因であると考察される．しかしながら，解析結果は隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管に接触することで生じる耐力上昇については良く再現できているといえる．また，耐力上昇が生じている履歴の剛性は， $\mu=0.5$ とした解析モデルにおいて実験値/解析値が 1.04 と今回の解析変数の中では，最も実験値と一致する傾向にあった．

したがって，隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管に接触することで生じる耐力上昇が摩擦力によるものと考えた場合の摩擦係数としては 0.5 程度であったと考察される．

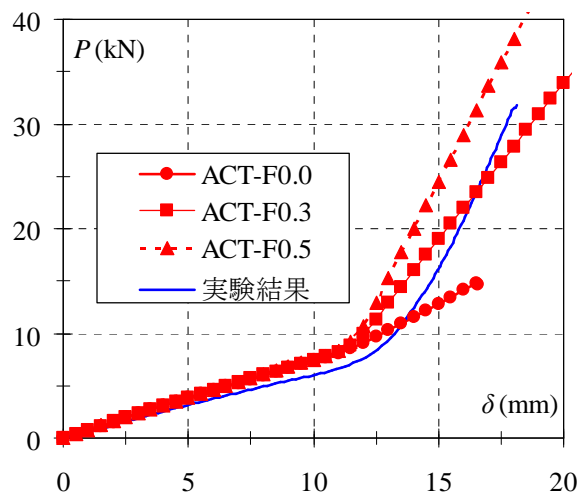


図 3.5.5-1 荷重－変形関係

表 3.5.5-1 解析結果

解析 モデル	摩擦 係数 μ	初期剛性					二次剛性		
		実験平均値 K_I (Ave)	計算値 ${}_c K$	解析値 ${}_A K_I$	${}_A K_I / {}_c K$	${}_A K_I / K_I$	実験平均値 K_{A2}	解析値 ${}_A K_2$	${}_A K_2 / K_{A2}$
		kN/mm	kN/mm	kN/mm	kN/mm	kN/mm	kN/mm	kN/mm	kN/mm
ACT-F0.0	0	0.60	0.74	0.74	1.00	1.24	4.33	1.26	0.29
ACT-F0.3	0.3			0.75	1.01	1.25		2.95	0.68
ACT-F0.5	0.5			0.75	1.01	1.26		4.52	1.04

3. 5. 6 要素圧縮実験のまとめ

本節では要素圧縮実験を行い、縮小モデル実験の実験結果及び実大モデルの実験結果の復元力特性で確認された圧縮領域における緩やかな耐力上昇について検討を行った。得られた知見は以下の通りである。

- 1) 隙間調整材として用いている座屈吸収ゴム自体の軸剛性は極めて小さい。
- 2) 実大実験で見られた圧縮領域における耐力上昇は隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触することで発生する摩擦力の影響が大きいと考えられ、その際の摩擦係数は 0.5 程度の値を用いることで評価できる。

以上の結果、提案した鋼棒ダンパーの軸歪が 1.5%以降の復元力特性の圧縮領域で見られた緩やかな耐力上昇は、概ね隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触することで発生する摩擦力の影響であることを明らかにした。しかし、提案した鋼棒ダンパーを実際に使用する場合には、軸歪が 2.0%程度までは摩擦力による耐力上昇の影響は比較的小さいと考えられるが、軸歪が 2.0%以降の大変形領域までをダンパーの性能とする場合には、摩擦力による耐力上昇の影響を厳密に評価し対応する必要がある。

3. 6 鋼棒ダンパーの補剛管強度の検討

3. 6. 1 座屈拘束条件

鋼棒ダンパーが大変形領域まで安定した復元力特性を得るためには、鋼棒ダンパーが全体座屈することなく、芯材である軸力伝達鋼棒を十分に塑性変形させなければならない。そのためには、軸力伝達鋼棒が降伏軸力に到達した時に全体座屈を拘束する補剛管は十分な曲げ強度と曲げ剛性を保有していなければならない。また、提案した鋼棒ダンパーの性能を確認した縮小モデルの実験結果および実大モデルの実験結果においては、全体座屈といった現象は確認されなかった。さらに、それぞれの実験結果の復元力特性についても比較的安定した紡錘型の履歴を描く結果であった。以上の結果から、実験を行なった鋼棒ダンパーの補剛管は十分な曲げ強度と曲げ剛性を保有していたものと考察される。したがって、実際の建物にダンパーとして使用するためには、提案した鋼棒ダンパーの座屈拘束条件を明確化しておく必要がある。

そこで、提案した鋼棒ダンパーの座屈拘束条件を明確化するために補剛管強度の検討を行うものとする。補剛管強度の検討については、文献3.3で図3.6.1-1のように軸材となる芯材と座屈拘束材との間に隙間がある場合の座屈拘束条件式として(3.2)式が示されている。よって、本研究で提案した鋼棒ダンパーについては、文献3.3で示されている座屈拘束条件に近いことから、(3.2)式によって補剛管強度の検討を行う。ここで、提案した鋼棒ダンパーは軸力伝達鋼棒が降伏後の局所的な座屈の進行によって耐力低下することを防止するために、軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間に隙間調整材（座屈吸収ゴム、座屈吸収鋼管）を配置する構成となっているが、補剛管強度の検討については隙間調整材の力学的特性に不明な点が多いため隙間調整材の部分は隙間が空いているものとして検討を行うものとする。

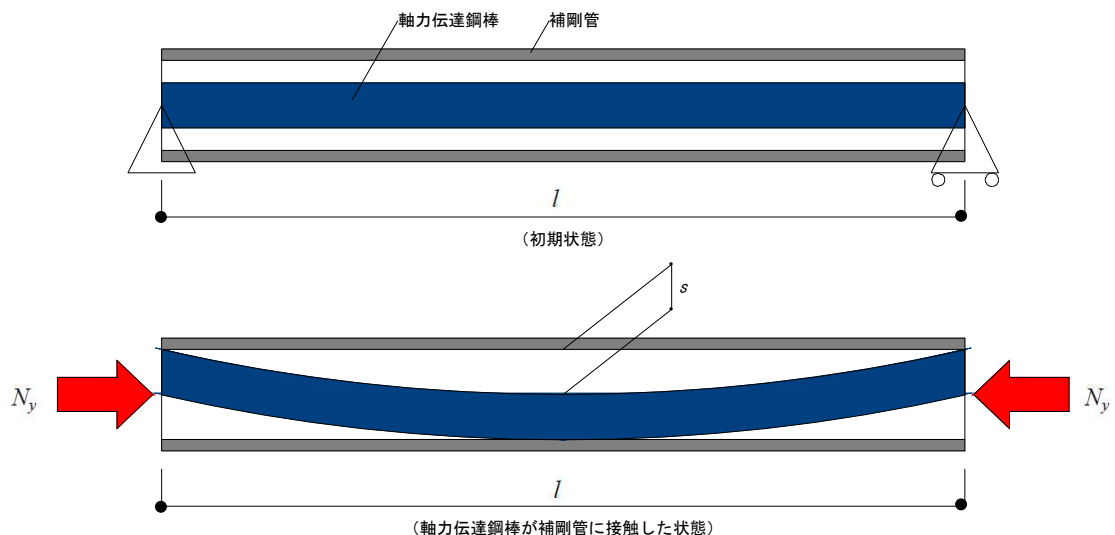


図 3.6.1-1 隙間がある場合の座屈拘束条件

$$\left(1 - \frac{1}{{}_B n_E}\right) {}_B m_y > \frac{a+s}{l} \quad (3.2)$$

ここで、 ${}_B n_E$ と ${}_B m_y$ はそれぞれ(3.3)式と(3.4)式に示す補剛管の曲げ剛性 ${}_B E_B I$ と降伏モーメント ${}_B M_y$ に関する無次元化パラメータである。また、 l は軸力伝達鋼棒の長さ、 s は軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間、 a は補剛管の初期不整による中央部のたわみをそれぞれ表している。また、図 3.6.1-1 と(3.2)式については軸力伝達鋼棒の両端をピン支持と仮定する。

$${}_B n_E = \frac{{}_B N_E}{N_y} \quad (3.3)$$

$${}_B m_y = \frac{{}_B M_y}{N_y l} \quad (3.4)$$

ここで、 ${}_B N_E$ と N_y はそれぞれ補剛管のオイラー座屈荷重と軸力伝達鋼棒の降伏軸力を表している。

3. 6. 2 補剛管強度の検討

座屈拘束条件式として示した (3.2) 式に従って実大実験の試験体 No3 および試験体 No4 に対して補剛管強度の検討を行う。検討を行うための試験体諸元を表 3.6.2-1 に示す。以下に各試験体の計算過程と検討結果を示す。

表 3. 6. 2-1 試験体諸元

試験体諸元				試験体	
				No3	No4
軸力伝達 鋼棒	ヤング係数	$_A E$	N/mm ²	213247	210105
	降伏点	$_A \sigma_y$	N/mm ²	294	299
	断面積	$_A A$	mm ²	1576	1576
	断面二次モーメント	$_A I$	mm ⁴	197734	197734
	断面係数	$_A Z$	mm ³	8827	8827
	部材長	$_A l$	mm	2870	2670
補剛管	ヤング係数	$_B E$	N/mm ²	214304	209569
	降伏点	$_B \sigma_y$	N/mm ²	285	247
	断面積	$_B A$	mm ²	4275	4275
	断面二次モーメント	$_B I$	mm ⁴	5527084	5527084
	断面係数	$_B Z$	mm ³	96712	96712
	部材長	$_B l$	mm	3110	2910
軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間				s	mm
				21.3	21.3

(1) 試験体 No3 の補剛管強度

表 3.6.1-1 より、 $_B N_E$ および N_y は (3.5) 式および (3.6) 式となる。

$$_B N_E = \frac{\pi^2 _B E_B I}{l^2} = 1209 \quad [\text{kN}] \quad (3.5)$$

$$N_y = \sigma_y A = 436 \quad [\text{kN}] \quad (3.6)$$

よって、(3.3) 式より、

$$_B n_E = \frac{_B N_E}{N_y} = 2.61 \quad (3.7)$$

一方、 $_B M_y$ および $_B m_y$ については、

$$_B M_y = _B Z_B \sigma_y = 27561 \quad [\text{kN} \cdot \text{mm}] \quad (3.8)$$

$$_B m_y = \frac{_B M_y}{N_y A l} = 20.7 \quad [\text{kN} \cdot \text{mm}] \quad (3.9)$$

(3.3) 式において補剛管の初期不整 $a \ll$ 軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間 s より $a+s \doteq s$ と近似すれば、(3.7) 式および (3.9) 式より、

$$\left(1 - \frac{1}{_B n_E}\right) _B m_y = 0.013 < 0.015 = \frac{s}{l} \quad (3.10)$$

以上の結果、試験体 No3 で使用した補剛管は若干ではあるが曲げ強度と曲げ剛性を保有していない計算結果であった。

(2) 試験体 No4 の補剛管強度

表 3.6.1-1 より, ${}_B N_E$ および N_y は (3.11) 式および (3.12) 式となる.

$${}_B N_E = \frac{\pi^2 {}_B E_B I}{l^2} = 1350 \quad [\text{kN}] \quad (3.11)$$

$$N_y = \sigma_y A = 470 \quad [\text{kN}] \quad (3.12)$$

よって, (3.3) 式より,

$${}_B n_E = \frac{{}_B N_E}{N_y} = 2.87 \quad (3.13)$$

一方, ${}_B M_y$ および ${}_B m_y$ については,

$${}_B M_y = {}_B Z_B \sigma_y = 23842 \quad [\text{kN} \cdot \text{mm}] \quad (3.14)$$

$${}_B m_y = \frac{{}_B M_y}{N_y A l} = 18.9 \quad [\text{kN} \cdot \text{mm}] \quad (3.15)$$

(3.3) 式において補剛管の初期不整 $a \ll$ 軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間 s より $a+s \doteq s$ と近似すれば, (3.12) 式および (3.14) 式より,

$$\left(1 - \frac{1}{{}_B n_E}\right) {}_B m_y = 0.012 > 0.016 = \frac{s}{l} \quad (3.16)$$

以上の結果, 試験体 No4 で使用した補剛管は試験体 No3 と同様に若干ではあるが曲げ強度と曲げ剛性を保有していない計算結果であった.

3. 6. 3 鋼棒ダンパーの補剛管強度の検討のまとめ

本節では提案した鋼棒ダンパーの座屈拘束条件を明確化するために補剛管強度の検討を文献 3.3 で示されている理論式を用いて検討を行った。また、検討については軸力伝達鋼棒が局所的な座屈に伴って隙間調整材に接触する際に生じる隙間調整材の力学的特性を把握することは不可能であり、かつ、不明な点が多いため隙間調整材部分を無視することとし、検討においては、軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間が大きくなるため不利な状態を想定した検討を行なった。その結果、両試験体共に試験体に使用した補剛管は数値的には若干ではあるが曲げ強度と曲げ剛性を保有していない計算結果であった。これは、軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間が大きく想定したことが影響したものと考察される。しかしながら、検討結果の数値を見るとほぼ理論式を満足する値に近い結果であったことを踏まえると、隙間調整材部分を無視した場合でも両試験体の補剛管は共に十分な曲げ強度と曲げ剛性を保有していたものと考察される。

したがって、本研究で提案した鋼棒ダンパーは、文献 3.3 で示されている理論式を用いて補剛管の強度を検討し理論式を満足する補剛管を選択することによって、実際には隙間調整材の存在により (3.3)式の右辺における軸力伝達鋼棒と補剛管の隙間 s が隙間調整材を無視した場合に比して小さくなることから、補剛管は十分に安全側の設計が可能であるといえる。

3. 7 結論

本章では、低層から高層建物まで使用可能な比較的高い軸力に対応できる鋼棒を使用した座屈拘束鋼棒ブレースの鋼棒ダンパーに対して、静的な力学特性を把握するとともに、制震部材としての可能性を検討するために静的構造実験を行った。さらに、実験結果における性能値の信頼性を高めるために、接触問題を考慮した FEM 解析を通して実験結果との比較検討を行った。本章で得られた知見を以下に示す。

- 1) 鋼棒ダンパーの形状は、軸力伝達鋼棒の端部にネジ加工を施した鋼棒を使用し、補剛管と軸力伝達鋼棒の隙間に挿入する隙間調整材としては、端部に円形鋼管をそれ以外の部分に硬度 90 のウレタンゴムを挿入する形状が有効である。
- 2) 鋼棒ダンパーは、全体座屈については補剛管が拘束し、さらに、軸力伝達鋼棒の圧縮変形に伴って発生する局所的な座屈の進展については隙間調整材が拘束することによって大変形領域まで安定した復元力特性を有することを示した。
- 3) 鋼棒ダンパーの軸剛性は、ダンパーを構成する接合部鋼棒を考慮した全体の初期剛性で評価することが可能である。
- 4) 鋼棒ダンパーは、高い累積塑性変形性能を有していることから、制震部材として適用することが可能である。
- 5) 鋼棒ダンパーを構成している軸力伝達鋼棒と補剛管との隙間に配置する隙間調整材は、大変形まで安定した履歴性状を得るために有効な部材であることが明確になった。
- 6) 鋼棒ダンパーの軸歪が 1.5%以降の圧縮領域においては、若干ではあるが緩やかな耐力上昇が確認されたが、この原因は、概ね隙間調整材（座屈吸収ゴム）が補剛管と接触することで発生する摩擦力の影響であることを FEM 解析によって明らかにした。
- 7) 鋼棒ダンパーは、文献 3.3 で示されている理論式で補剛管の強度を検討し理論式を満足する補剛管を選択することによって、十分に安全側の設計が可能である。

以上の結果、本研究で提案した鋼棒ダンパーは、地震時の振動エネルギーを吸収する能力を有しており、低層から高層建物までの建築物の揺れに対し有効に作用する制振部材としての可能性があり、構造的利用価値のある履歴型ダンパーとなり得ることを示唆することができた。ただし、今回の静的構造実験は、特定の試験体に対して行われたものであるため、本章で示した検討結果のみで全てを評価できるものではない。従って、本章の検討および結論は、特定のモデルに対するものであることを念頭に置き、今後の実構造物に対する設計段階に向けては更なる検討の必要性がある。しかしながら、本章で示した一連の研究を通して、鋼棒ダンパーの静的な力学特性を把握するとともに、実際の建物にダンパーとして組込む制震部材として必要となる基礎的データの蓄積を行うことができた。

参考文献

- 3.1) 桑原進, 多田元英, 米山隆也, 今井克彦: 二重鋼管の補剛性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 445 号, pp.151-158, 1993.3.
- 3.2) 萩野谷学, 田口孝, 長尾直治, 神谷隆: スリット孔を有する座屈拘束ブレースの力学特性に関する実験的研究, 鋼構造論文集, 第 15 巻第 57 号, pp.35-43, 2008.
- 3.3) 井上一朗: 建築構造の理論と設計, 京都大学学術出版会, pp.1-45, 2003.8
- 3.4) 多賀謙蔵ほか 6 名: 履歴型ダンパーを用いた 200m クラスの超高層建物の性能設計, 日本建築学会技術報告集, No.12, pp.93-98, 2001.1.
- 3.5) 日本建築学会: 建築耐震設計における保有耐力と変形性能 (1990) , 2000.4.
- 3.6) 柴田明徳: 最新建築学シリーズ 9 最新耐震構造解析, 森北出版, 第 2 版, p.49, 2003.5.
- 3.7) 萩野谷学, 神谷隆, 田口孝, 古川忠稔, 安部遼太郎: 繰返し軸力を受ける鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究 (その 3) , 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿) , Vol.C1, pp.1045-1046, 2014.9
- 3.8) ㈱構造計画研究所: ADINA (バージョン 8.5) 理論とモデル化の手引き日本語版. 2008.

第4章 パネルダンパーの履歴特性に関する実験的研究

第4章 パネルダンパーの履歴特性に関する実験的研究

4. 1 はじめに

本章では、新築構造物或いは耐震補強工法等にも適用することを目標として、第2章3項で提案したダンパーのせん断変形に伴って発生する軸力を緩和するための接合部形式有するパネルダンパーに対して、各種実験を通して性能検証を行いその結果を述べるものとする。実験は、静的載荷実験と定振幅載荷実験を行いパネルダンパーの性能を確認する。静的載荷実験については、パネルの材料として極低降伏点鋼を使用し、パネル材の形状として縦横比を1:1とした場合を対象として提案する接合部形式を採用した場合と採用しない場合のパネルダンパーに対して実験を行い、復元力特性、塑性変形能力などについて明らかにする。そして、提案する接合部形式を採用した場合には軸力が発生しないこと及びダンパーとしての性能を十分に保有していることを確認する。

次に、パネルの材料として低降伏点鋼を使用し、パネル材の形状として縦横比を1:1とした場合を対象として定振幅載荷実験を行い、復元力特性、塑性変形能力などについて明らかにするとともに累積疲労損傷度の確認を行う。さらに、実験結果における性能値の信頼性を高めるためにFEM解析を行い、実験結果との比較検討を行う。これらの一連の検討を通してパネルダンパーの有効性を確認すると共に、起こりうる現象、問題点、今後の課題等を把握し、パネルダンパーを実用化するための基礎的なデータの蓄積を行うものとする。そして、これらの検討によって、実際の建物にダンパーとして組込む制震部材としての利用価値の発現に寄与しようとするものである。

4. 2 静的載荷実験

4. 2. 1 実験概要

実験では、提案する接合部形式を採用した場合と採用しない場合に対して、低降伏点鋼を用いたパネルダンパーを用いて静的載荷実験を行い力学特性の確認を行う。

試験体は、鋼板パネルの周囲にリブプレートを補強した縦横比が 1:1 の形状とした。また、試験体の材質はパネルを LY225 とし、リブプレートを SN400B とした。また、試験体と治具あるいは提案接合部と治具といったすべての接合部は高力ボルト摩擦接合とした。実験変数はパネルのサイズと幅厚比および接合部形式とした。ここで、試験体のリブプレートは幅を 100mm と固定し、パネルのせん断降伏耐力に対して 10% 程度の曲げ降伏耐力となるよう板厚を設定した。また、提案する接合部形式の設置時の上下の隙間は 12mm とした。本実験の試験体一覧、試験体図を表 4.2.1-1、図 4.2.1-1 に示す。また、各試験体に貼付した歪みゲージの貼付図を図 4.2.1-2 に示す。さらに、実験に使用した鋼材の機械的性質を表 4.2.1-2 に示す。ここで、表中の降伏点は JIS Z 2241 に示す引張試験によって求めた 3 本の値の平均値とし、ヤング係数については降伏点（規格値）の 70% 程度までの直線勾配を採用した。また、提案接合部に使用した鋼材は S45C とした^{4.1)}。載荷方法については、図 4.2.1-3 に示す載荷装置を用いた逆対称加力とし、パネルダンパーの部材角： γ （パネルダンパーの水平変形/パネルダンパーの内法高さ）によって制御する静的正負交番繰返載荷とした。載荷状況を写真 4.2.1-1 に示す。また、載荷時における載荷装置の 2 本の鉛直ジャッキは、加力中も上下の治具柱間の鉛直距離が一定となるように変位を固定した。載荷については表 4.2.1-3 に示す部材角による載荷プログラムに従って実施した。

表 4.2.1-1 試験体一覧

試験体名	パネル				リブプレート			接合部形式
	幅	高さ	板厚	幅厚比	高さ	板厚	本数	
	mm	mm	mm		mm	mm	枚	
YPD4-1525-12	150	150	6	25	150	12	2	上下固定
YPD4-2033-12	200	200	6	33	200	12	2	
YPD4-2542-16	250	250	6	42	250	16	2	
YPD4-3033-25	300	300	9	33	300	25	2	
YPD5-1525-12F	150	150	6	25	150	12	2	上部固定下部提案接合
YPD5-2033-12F	200	200	6	33	200	12	2	

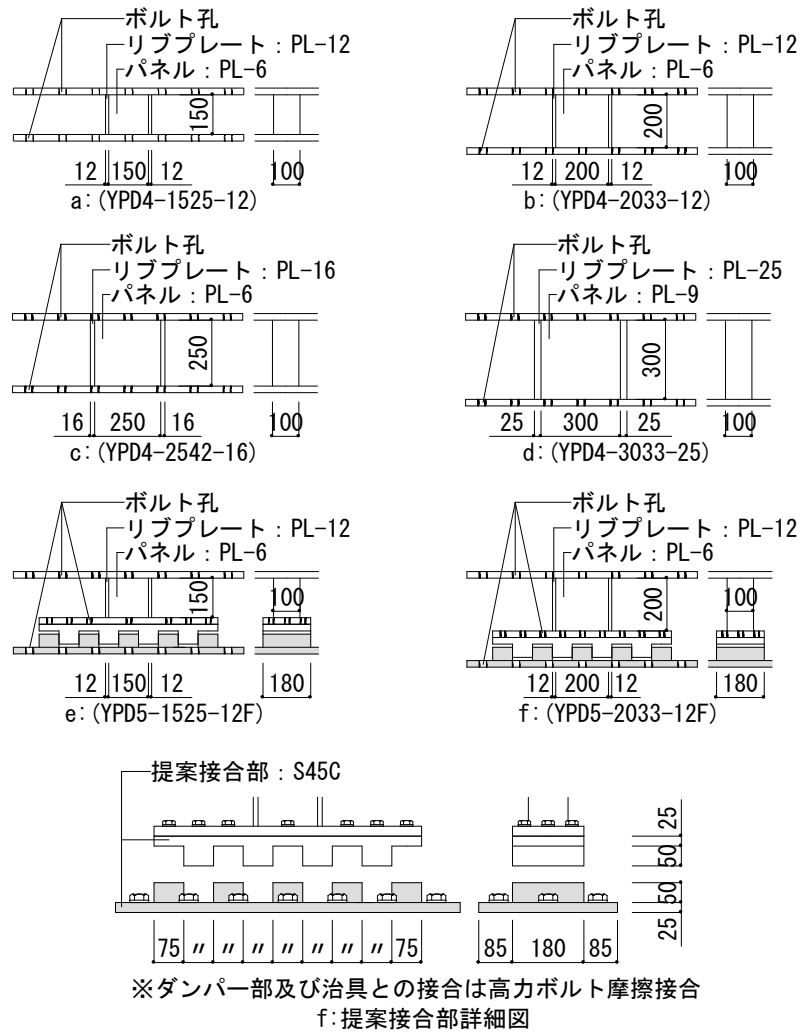


図 4.2.1-1 試験体図

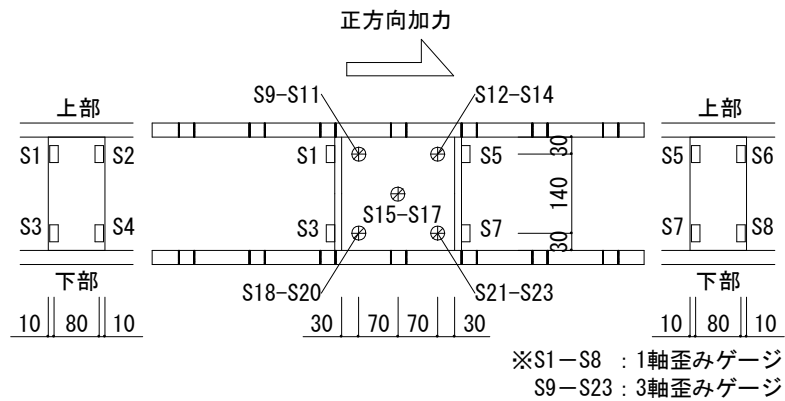


図 4.2.1-2 歪ゲージ添付図

表 4.2.1-2 鋼材の機械的性質

供試体	JIS 試験片	板厚	材質	降伏点	引張強さ	ヤング係数	降伏歪	伸び
		mm		N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	μ	%
パネル	5号	6	LY225	246	332	212830	1157	49
	5号	9	LY225	288	347	212523	1354	48
リブプレート※1	5号	12	SN400B	292	441	208043	1406	47
リブプレート	5号	12	SN400B	304	446	212320	1431	47
	5号	16	SN400B	286	430	209221	1368	48
	1A号	25	SN400B	293	442	213965	1369	34
提案接合部 プレート※2	-	25 (75)	S45C	345 以上	570 以上	-	-	20 以上

※1試験体YPD5-1525-12F, YPD5-2033-12Fに使用.

※2提案接合部プレートの機械的性質は規格値^{4.1)}を示す. また, 板厚の () の数値は一番厚い部分を示す.

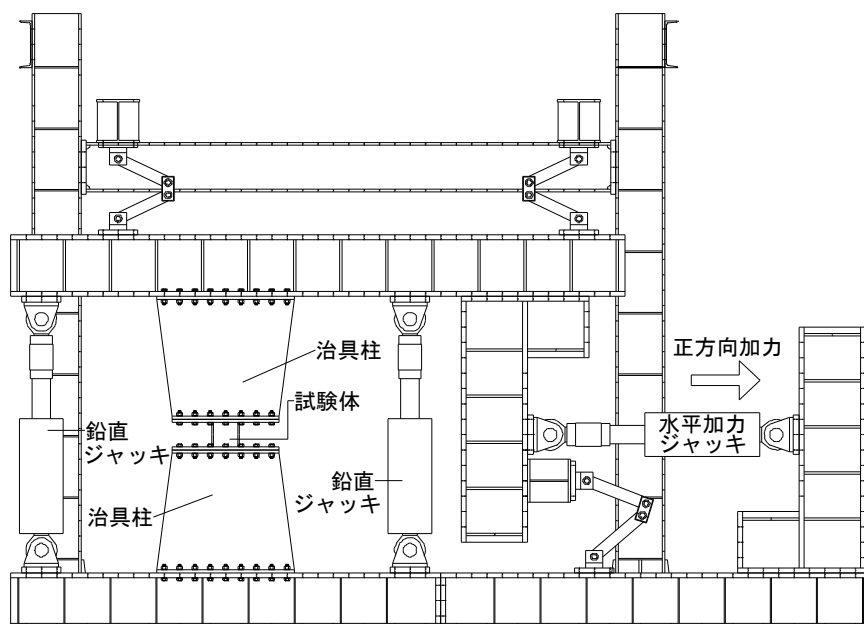


図 4.2.1-3 載荷装置図



写真 4.2.1-1 載荷状況

表 4.2.1-3 载荷プログラム

サイクル	部材角 (γ)	部材変位 (mm)			
		パネル高さ150mm	パネル高さ200mm	パネル高さ250mm	パネル高さ300mm
1	0.001	0.15	0.20	0.25	0.30
2	0.003	0.38	0.50	0.63	0.75
3	0.005	0.75	1.00	1.25	1.50
4	0.010	1.50	2.00	2.50	3.00
5	0.020	3.00	4.00	5.00	6.00
6	0.030	4.50	6.00	7.50	9.00
7	0.040	6.00	8.00	10.00	12.00
8	0.050	7.50	10.00	12.50	15.00
9	0.060	9.00	12.00	15.00	18.00
10	0.070	10.50	14.00	17.50	21.00
11	0.080	12.00	16.00	20.00	24.00
12	0.090	13.50	18.00	22.50	27.00
13	0.100	15.00	20.00	25.00	30.00
14	0.110	16.50	22.00	27.50	33.00
15	0.120	18.00	24.00	30.00	36.00

4. 2. 2 試験体最終状況

正加力および負加力における各試験体の最終サイクルの状況を写真 4.2.2-1 に示す. 写真の左側は正加力, 右側は負加力時を示している.

この結果, 接合部形式が上下固定で幅厚比が 33 以上の試験体については, 写真の点線で示している様に正加力, 負加力共にパネル部の座屈が顕著に確認され, その他の試験体は最終サイクルまで座屈現象は確認されなかった. したがって, 接合部形式を上下固定で幅厚比を 25 とした試験体および提案接合部を有し, 幅厚比を 33 とした試験体は, 十分座屈現象を抑制できていたものと考察される. また, 座屈が確認された試験体の座屈は正加力においては AD 方向に発生し負加力においては BC 方向に発生することが確認された. さらに, この座屈は変形が 0mm 近傍で AD から BD 方向へと逆方向へ移行することも確認された. また, パネル部の座屈が確認された試験体は, リブプレートの中央が内側に引張られた様な変形が生じていることも確認された. これは, パネル部分の座屈によって板が曲がることでパネルの中央に向かって引張軸力が発生したものと考察される. また, 座屈が確認されなかった試験体についてはリブプレートに曲げ変形の様相のみが確認できることから, 比較的引張られる様な変形は生じなかったものと考察される.

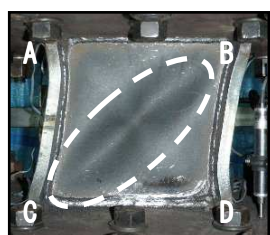
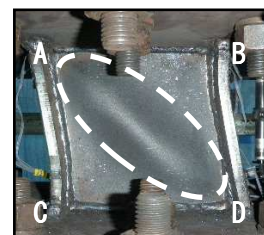
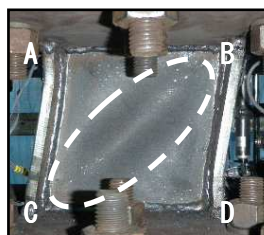
したがって, パネル部分の座屈が発生しなければ, パネルダンパーの変形性能としては大変形までせん断変形が支配的になるものと考察される.



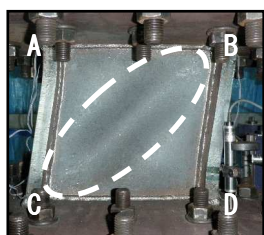
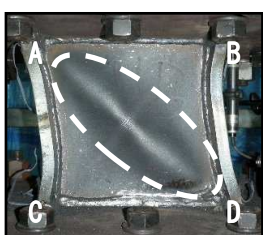
(YPD4-1525-12)



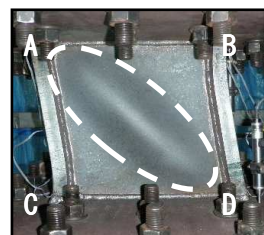
(YPD4-2033-12)



(YPD4-2542-16)



(YPD4-3033-25)



(提案する接合部形式を採用しない場合)



(YPD5-1525-12F)



(YPD5-2033-12F)



(提案する接合部形式を採用した場合)

写真 4.2.2-1 試験体最終状況

4. 2. 3 セン断応力度一部材角関係

各試験体のせん断応力度一部材角関係を図 4.2.3-1 に示す．ここで，せん断応力度については水平力をパネルのせん断断面積で除した値としリブプレートの断面積は考慮していない．また，図の縦軸，横軸ともに正側を正加力，負側を負加力として表している．

この結果，図 4.2.3-1 に示すように幅厚比が 33 以下の試験体は，大変形領域の変形まで安定したエネルギー吸収能力に優れた履歴特性を示す結果が得られた．ただし，幅厚比が 33 の試験体は 15 サイクル目の $\gamma=0.120$ の変形に向かう履歴の途中で若干の耐力低下が確認された．また，幅厚比が 42 の試験体は 11 サイクル目負加力の $\gamma=0.080$ の変形に向かう途中で若干の耐力低下が確認された．正加力側では 12 サイクル目の $\gamma=0.090$ の変形に向かう途中で耐力低下が確認された．この耐力低下は正負共に同じ程度の量であり大変形のサイクルになるに従い大きくなる傾向にあった．正負平均耐力低下率（耐力低下が生じる前のサイクルにおける最大耐力に対する低下した耐力の比）は，11 サイクル目で 87%，12 サイクル目で 76%，13 サイクル目で 64%であった．加力自体は 13 サイクルで終了した．また，この耐力低下は，正方向から負方向の変形へ，負方向から正方向の変形へ移行する変位が 0mm 近傍で確認されている．このことから，大変形領域で発生した耐力低下は，パネルダンパーの変形方向が変わることによって，パネルの座屈による座屈波が逆方向に移行すること，すなわち座屈波が AD 方向から BC 方向に移行することによる現象によって起こるものと考察される．更に，この現象は変形が大きくなるに従い顕著に見られ，それと同時に座屈波の振幅も大きくなっている状況であった．これは，4.2.2 節で示した観測と良く対応している．

次に，接合部形式の影響を確認するためにパネル幅150mmと200mmの試験体4体に対して比較を行なった．図4.2.3-2に $\gamma=0.0025, 0.020, 0.050, 0.100$ におけるせん断応力度一部材角関係を示す．

この結果，接合部形式によらず幅厚比が小さい方が剛性および耐力上昇が大きい傾向が見受けられる．また，接合部形式の違いについては，提案する接合部形式のものは初期の剛性がやや小さい傾向を示すがダンパーの降伏以降から大変形領域まで履歴特性の差異は顕著ではなかった．よって，接合部形式の違いが履歴特性に及ぼす影響は小さいものと考察される．

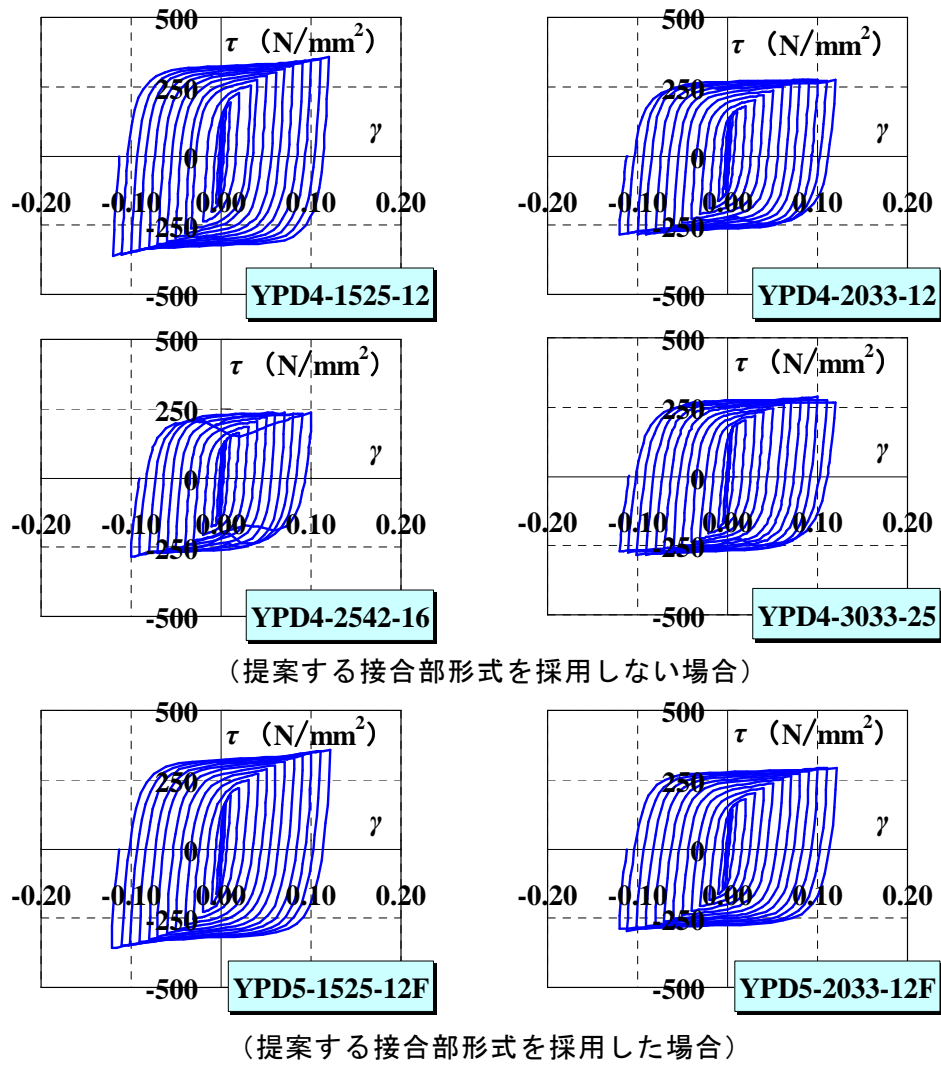


図 4.2.3-1 せん断応力度一部材角関係

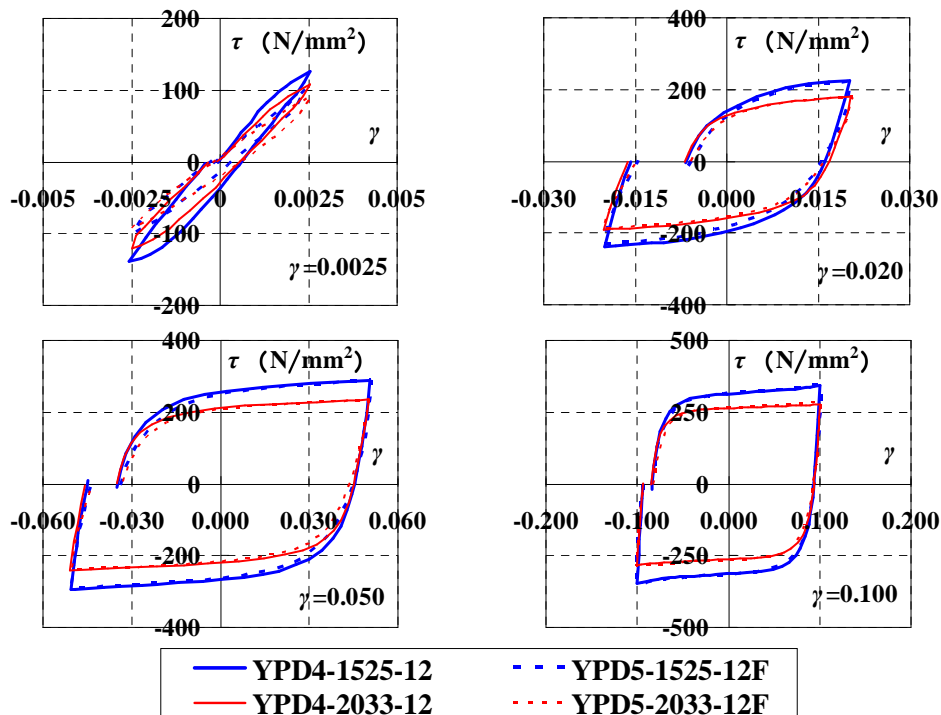


図 4.2.3-2 サイクル毎のせん断応力度一部材角関係

4. 2. 4 パネルダンパーの性能値

パネルダンパーの性能値として降伏耐力の実験値と計算値の比較を行なった．各試験体の実験結果一覧を表 4.2.4-1 に示す．ここで，表 4.2.4-1 に示す各部材の降伏耐力の計算値は材料試験結果をもとにして以下に示す式によって算出した．

表 4. 2. 4-1 実験結果一覧

試験体	計算値			実験値	実験値/計算値	
	パネル	リブ	パネル+リブ			
	${}_P Q_y$	${}_R Q_y$	${}_{PR} Q_y$		$Q_y/{}_P Q_y$	$Q_y/{}_{PR} Q_y$
	kN	kN	kN			
YPD4-1525-12	133	19.6	152	161	1.22	1.06
YPD4-2033-12	177	14.7	191	173	0.98	0.90
YPD4-2542-16	221	19.8	241	227	1.03	0.94
YPD4-3033-25	472	40.9	512	530	1.12	1.03
YPD5-1525-12F	133	18.4	151	179	1.35	1.18
YPD5-2033-12F	177	13.8	191	165	0.93	0.87

$${}_P Q_y = {}_P A_e \tau \quad (4.1)$$

$${}_R Q_y = \frac{2(M_{(上)} + M_{(下)})}{{}_R h} \quad (4.2)$$

$${}_{PR} Q_y = {}_P Q_y + {}_R Q_y \quad (4.3)$$

${}_P Q_y$: パネルのせん断降伏耐力

${}_R Q_y$: リブの曲げ降伏耐力

${}_P A_e$: パネルの断面積

τ : パネルのせん断応力度 (材料試験結果)

M : リブの曲げモーメント

${}_R h$: リブの高さ

また，実験値の降伏耐力 Q_y は 4.2.1 節の図 4.2.1-2 に示した各試験体に貼付したどれかひとつの歪ゲージの値が材料試験結果による降伏歪に最初に到達した荷重と，全ての歪ゲージの値が降伏歪に到達した最後の荷重の平均値とした．

この結果， $Q_y/{}_P Q_y$ の値は 0.93～1.35， $Q_y/{}_{PR} Q_y$ の値は 0.87～1.18 であった．両者の平均値で比較すると前者が 1.105，後者が 0.995 となっており，リブプレートを考慮した方が良い対応を示した．ただし，パネル部分のみと実験値の比較においても，概ね対応している結果であった．つまり，パネルダンパーの耐力については，パネルのせん断耐力が支配的であり，リブプレートの耐力の影響は比較的小さいものと考察される．

4. 2. 5 骨格曲線

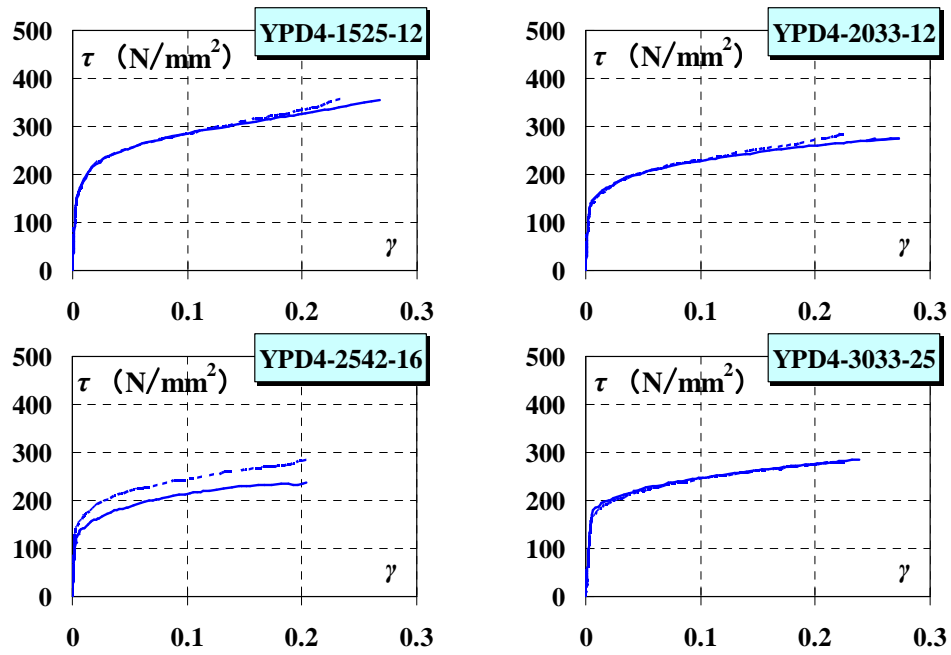
各試験体の骨格曲線を図 4.2.5-1 に示す。ここで、図 4.2.5-1 に示す骨格曲線については、実線が正加力方向を示し点線が負加力方向の結果を示している。また、耐力上昇が起らなかった変形のサイクルの結果は除外している。また、せん断応力度については、水平力をパネルのせん断断面積で除した値とし、リブプレートの断面積は考慮していない。

この結果、図 4.2.5-1 に示すように幅厚比が 33 以下の試験体においては、正加力側と負加力側の耐力差が無い傾向にあった。しかしながら、幅厚比が 42 の試験体については、正加力側と負加力側の耐力に差異が生じる傾向を示した。また、幅厚比 25 の試験体は正負共に耐力上昇が大きくなる傾向にあった。

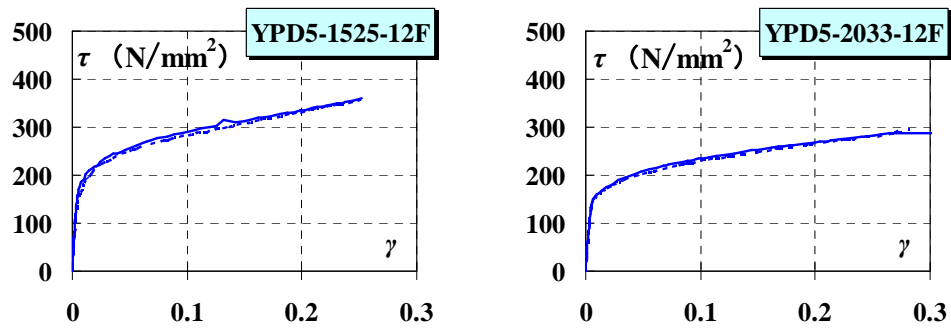
次に、接合部形式の影響を確認するために比較を行なった。パネル幅 150mm と 200mm の試験体の $\gamma=0.01$ までの骨格曲線の比較を図 4.2.5-2 に示す。

この結果、提案接合部を有する試験体の方が接合部を上下固定した試験体より初期剛性が低い傾向を示した。提案した接合部は凹凸部の製作精度と施工精度を考慮して噛み合せた状態において 0.01mm のがたが生じることを許容している。そのため初期の段階から初期剛性が低くなったものと考察される。しかしながら、初期剛性を除く試験体の降伏耐力及び変形性能については、接合部形式に関係なく良く対応している傾向を示した。

よって、総合的に判断すると提案した接合部形式が骨格曲線に及ぼす影響は比較的小さいものと考察される。



(提案する接合部形式を採用していない場合)



(提案する接合部形式を採用した場合)

図 4.2.5-1 骨格曲線

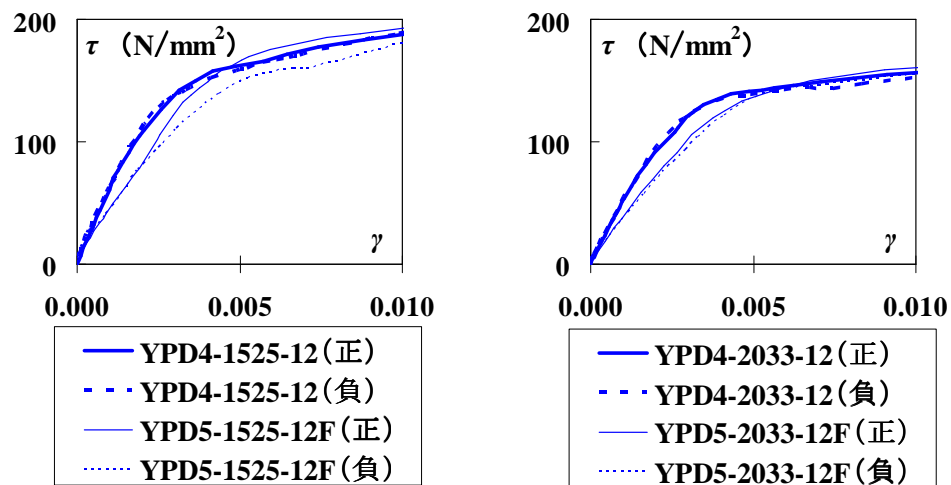


図 4.2.5-2 骨格曲線の比較

4. 2. 6 試験体に発生した軸力

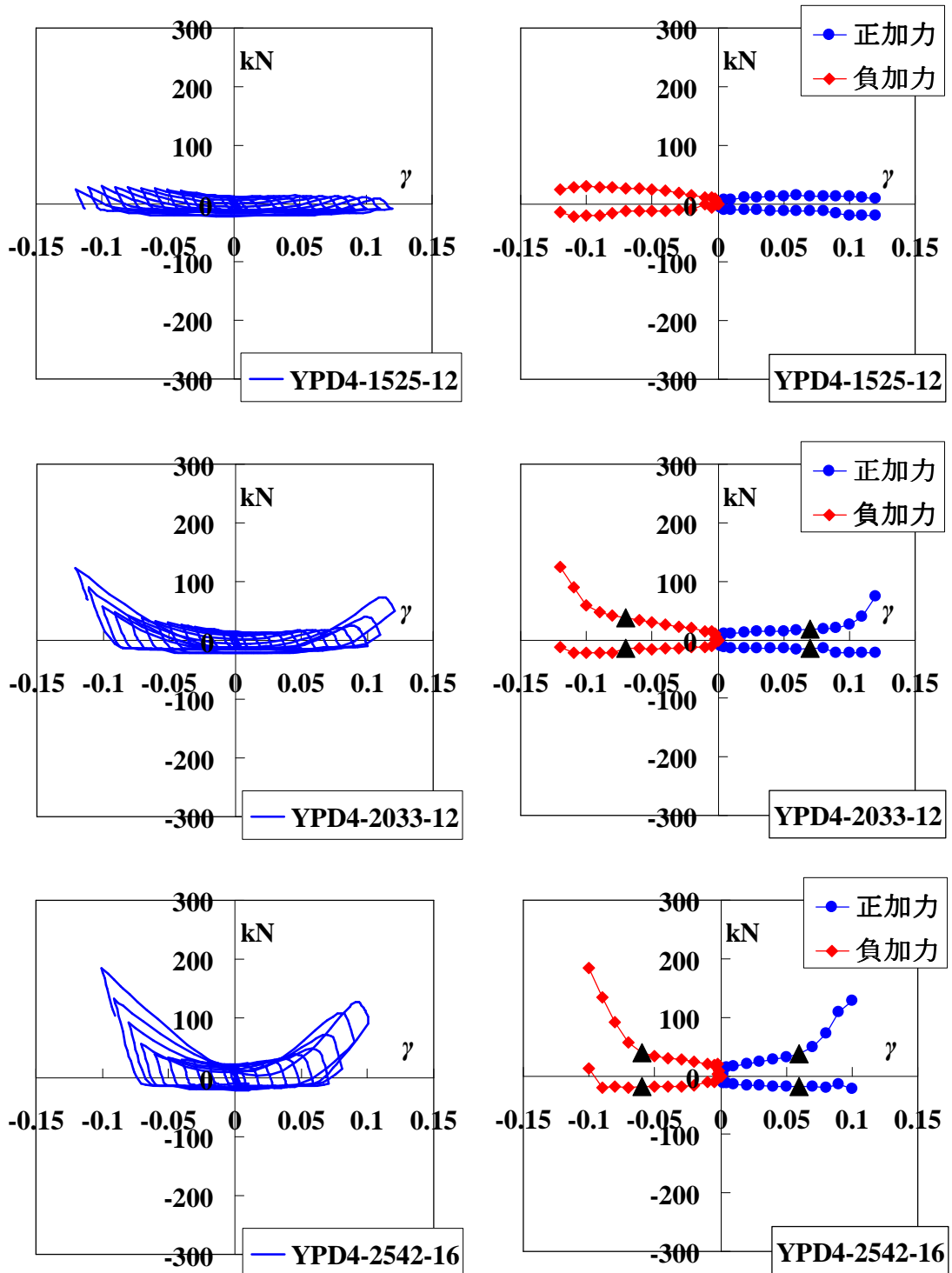
載荷終了までに逆対称加力装置の左右の鉛直ジャッキが負担した軸力と部材角の関係を図 4.2.6-1 に、負担した最大発生軸力を表 4.2.6-1 に示す。ここで、また、図の縦軸は正側を引張側、負側を圧縮側として表している。同様に横軸は正側を正加力、負側を負加力として表している。図 4.2.6-1 の右図は各部材角における正負加力時に発生した最大の引張軸力と圧縮軸力を示し、パネル部の座屈が目視で観察された試験体については座屈が発生した部材角における発生箇所として▲を併せて示している。

この結果、図 4.2.6-1 よりパネルダンパーの上下接合部を完全固定した試験体については、幅厚比 25 の試験体で発生軸力が比較的小さい傾向にあった。他の 3 体の試験体では、部材角が大きな変形領域で引張軸力が大きく発生する傾向にあった。また、この傾向は図 4.2.6-1 に示す▲以降の変形において顕著に見られた。これは、4.2.2 節の目視観察で見られた、パネル部の座屈に伴いリブプレートが内側に引張られるのと同様にパネルの上下方向にも引張りを受けることになるため、パネル部の座屈が生じた試験体は、座屈発生後の変形角で大きな引張軸力が発生したものと考察される。なお、YPD4-3033-25 の試験体では、正加力時にパネルの座屈が確認された以降の変形においても圧縮軸力が大きく発生する傾向が見られたが、この原因は不明である。

発生軸力を緩和する接合部形式とした試験体については、パネルの幅厚比に関係なく発生軸力は引張圧縮軸力共に比較的小さい傾向にあった。また、発生軸力として圧縮軸力を負担していた要因は、接合部の噛み合わせ部分の抜け出しによる影響が大きいためであると考察される。したがって、提案した接合部形式を有するパネルダンパーでは軸力の発生を比較的小さくできるものと考察される。

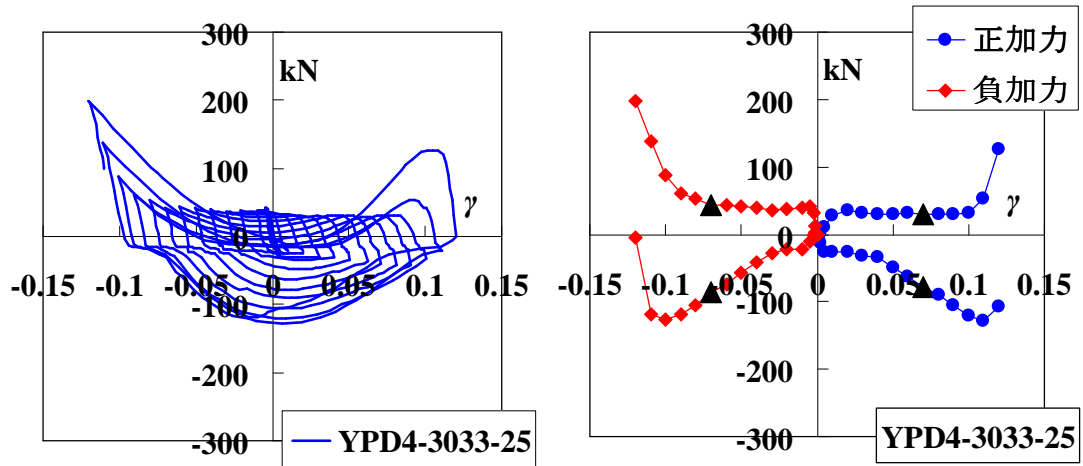
表 4. 2. 6-1 試験体最大発生軸力

試験体名	引張軸力	圧縮軸力
	kN	kN
YPD4-1525-12	29	-22
YPD4-2033-12	124	-22
YPD4-2542-16	184	-22
YPD4-3033-25	198	-128
YPD5-1525-12F	16	-21
YPD5-2033-12F	6	-40

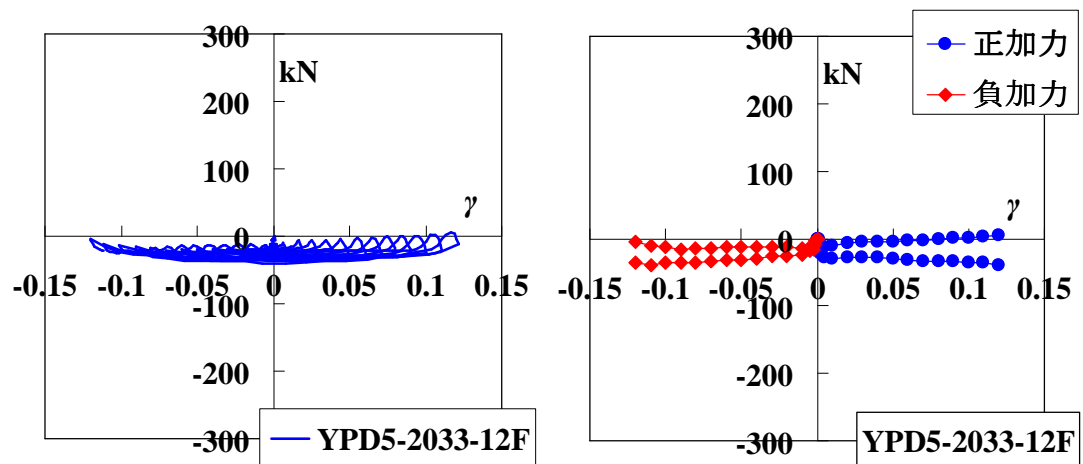
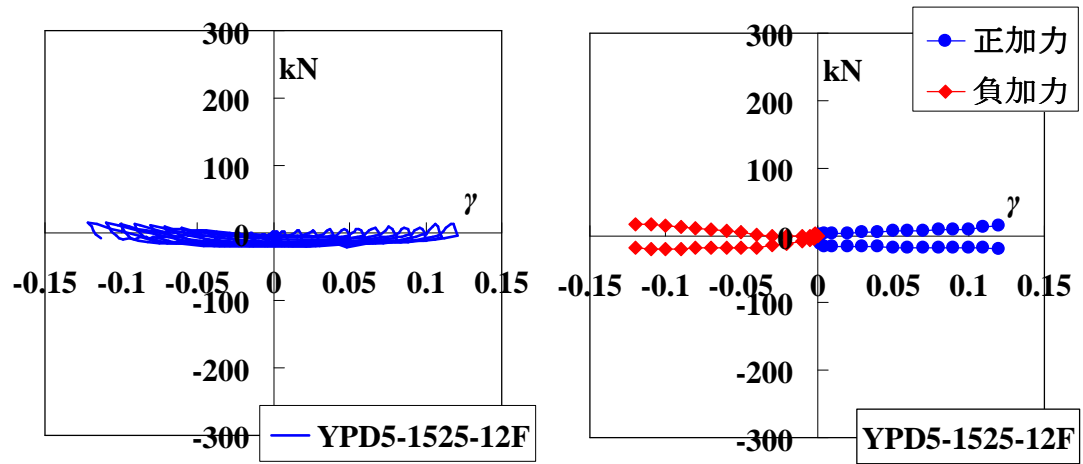


(提案する接合部形式を採用しない場合)

図 4. 2. 6-1 (a) 軸力—部材角関係



(提案する接合部形式を採用しない場合)



(提案する接合部形式を採用した場合)

図 4.2.6-1 (b) 軸力-部材角関係

4. 2. 7 耐力上昇率及び塑性変形能力

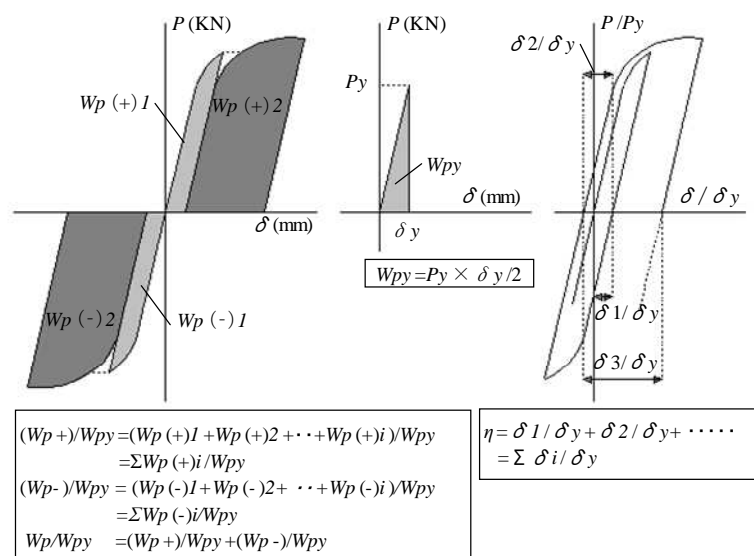
各試験体のせん断応力度－変位角関係から求めた耐力上昇率 τ_{max}/τ_y 、累積塑性エネルギー倍率 W_p 及び累積塑性変形倍率 η の結果を表 4.2.7-1 に示す。ここで、累積塑性エネルギー倍率 W_p 及び累積塑性変形倍率 η は、図 4.2.7-1 に従い算出している^{4.2)}。また、せん断応力度－累積塑性変形関係を図 4.2.7-2 に示す。ただし、図 4.2.7-1 に示すせん断応力度についてはリブプレートの断面積は考慮していない。

この結果、幅厚比が 33 以下の試験体の耐力上昇率は、正側と負側が同程度の傾向にあった。また、幅厚比が小さいほど耐力上昇率が大きくなる傾向にあった。

一方、幅厚比が大きくなると正側と負側で耐力上昇率の違いが顕著に見られた。また、表 4.2.7-1 よりすべての試験体とも累積塑性エネルギー倍率 W_p で 3200 以上のエネルギー吸収能力を持っていることがわかる。なかでも幅厚比が 33 以下の試験体の方が高いエネルギー吸収能力を持つ結果を示した。また、すべての試験体で累積塑性変形倍率 η は 1100 以上あり、十分に高い累積塑性変形性能を有しているものといえる^{4.3)}。また、耐力上昇率、累積塑性エネルギー倍率および累積塑性変形倍率の結果において、接合部の違いによる影響はほとんど見られない結果を示した。したがって、提案する接合部形式を有する試験体であっても、上下固定の試験体と比べてダンパー性能を低下させるといった影響は無いものと考察される。

表 4. 2. 7-1 耐力上昇率及び累積塑性変形性能

試験体名	τ_{max}/τ_y		W_p			η		
	正	負	正	負	合計	正	負	合計
YPD4-1525-12	2.51	2.53	3084	3338	6422	767	832	1599
YPD4-2033-12	1.94	2.00	2540	2718	5258	764	829	1593
YPD4-2542-16	1.67	2.01	1447	1836	3283	525	577	1102
YPD4-3033-25	1.72	1.70	1881	2014	3895	644	698	1342
YPD5-1525-12F	2.52	2.52	3015	3241	6256	752	817	1568
YPD5-2033-12F	2.05	2.08	2547	2746	5293	750	814	1565

図 4. 2. 7-1 W_p 及び η の定義

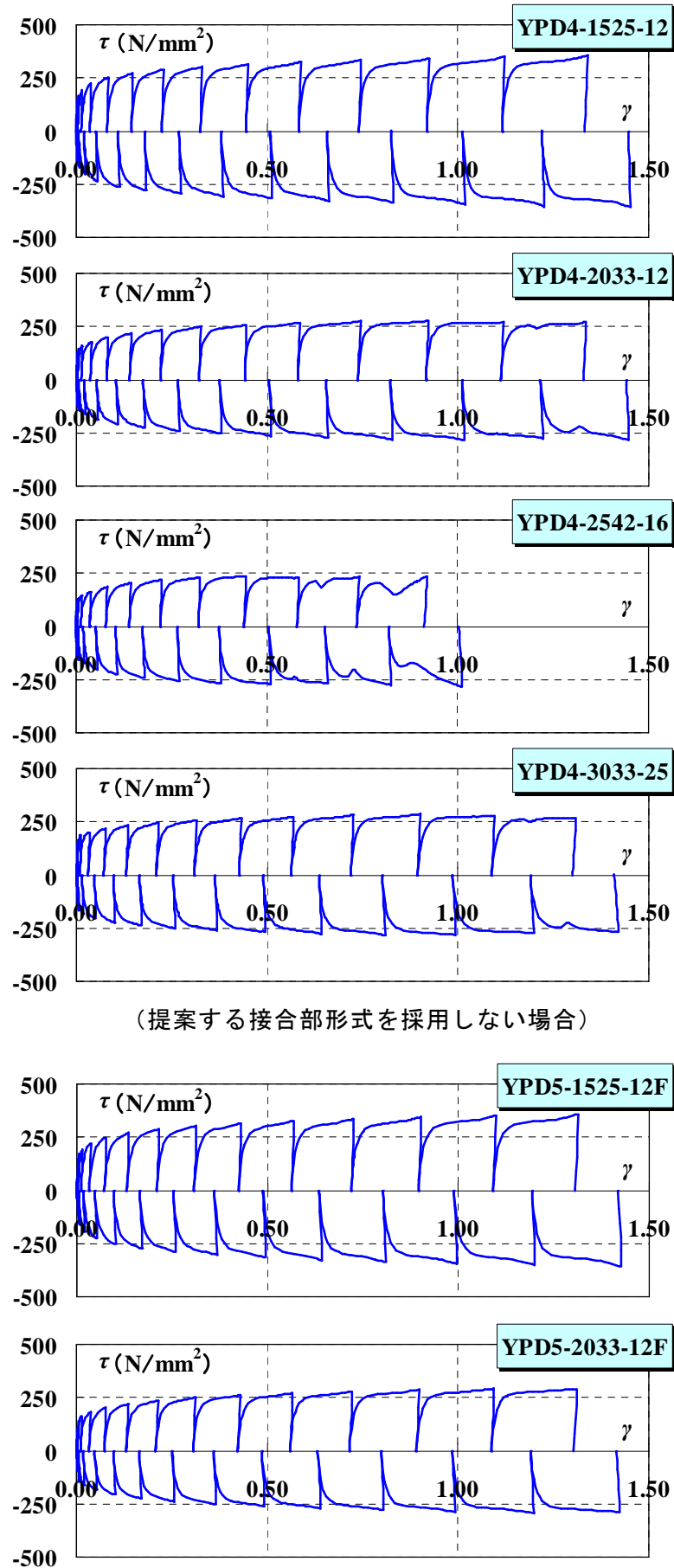


図 4.2.7-2 せん断応力度—累積塑性変形関係

4. 2. 8 静的載荷実験のまとめ

静的載荷実験については、パネルの材料として極低降伏点鋼を使用し、パネル材の形状として縦横比を 1:1 とした場合を対象として提案する接合部形式を採用した場合と採用しない場合のパネルダンパーに対して実験を行い、復元力特性、塑性変形能力などの力学特性を明確化することを目的として行なった。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) パネルの幅厚比が 33 以下の場合には、正側負側共に同程度の耐力を示す。
- 2) パネルの幅厚比が 33 以上の場合、パネルの座屈に伴い耐力低下を起こす可能性がある。
- 3) パネルの座屈に伴って発生する耐力低下は、繰返し加力時の変位 0mm 付近で起こり、繰返す毎に大きくなる傾向にある。
- 4) パネルダンパーの耐力はパネルのせん断耐力が支配的であり、リブプレート耐力の影響は比較的小さい。
- 5) 提案した接合部形式を有するパネルダンパーは、パネルの座屈に伴って発生する軸力を緩和するうえで有効である。
- 6) パネルの幅厚比が 33 以下の場合には、正側負側共に同程度骨格曲線を示す。
- 7) パネルの幅厚比が 33 以下の場合、耐力上昇率、累積塑性エネルギー倍率及び累積塑性変形倍率のそれぞれ値において、安定したエネルギー吸収能力を示す。
- 8) パネルの幅厚比が 33 以下の場合、接合部の違いによる影響はほとんど見られない。

以上の知見により、パネルダンパーのパネルの縦横比を 1:1 と限定した場合においては、幅厚比を 33 以下の使用範囲に限定することによって、高い力学性能を有することが確認できた。さらに、提案した接合部形式を有するパネルダンパーは、大変形時に発生する軸力を抑制する効果が確認できた。

4. 3 定振幅載荷実験

4. 3. 1 実験概要

提案接合部を有するパネルダンパーの有効性と性能面については概ね把握することができた。しかしながら、繰返しによる疲労損傷度については確認できていない。ただし、低降伏点鋼を用いたダンパーの疲労損傷度に関する研究については、これまでに数多く報告されている^{4.4~4.6)}。これらの研究では、各々条件を設定した疲労試験によって疲労損傷度が確認されている。こうした結果を踏まえ、建物に組込む弾塑性履歴型ダンパーを開発するにあたっては、繰返し入力に対するダンパーの限界性能や疲労損傷度を確認し、なるべく多くの実験データを蓄積し、その結果を把握しておくことは極めて重要なことであると考えられる。一方、本研究はパネルの材料として低降伏点鋼を使用し、パネル材の形状として縦横比を 1:1 とした場合を対象とした実験結果から、適用範囲として幅厚比が 33 以下の場合には優れた変形性能を有することを確認してきている。よって、こうした形状における繰返しによる疲労損傷度を確認し研究データの蓄積を行うことは実用化に向けて極めて重要である。そこで本論では、パネルの材料として低降伏点鋼を使用し、パネル材の形状として縦横比を 1:1 とした場合を対象として定振幅載荷実験を行い、復元力特性などの基礎的な力学特性データの蓄積とともに累積疲労損傷度の確認を行う。

実験は、提案接合部を有するパネルダンパーのダンパー部分のみを対象として定振幅載荷実験を行い力学特性の確認を行った。試験体は、鋼板パネルの周囲にリブプレートで補強した縦横比が 1:1 の形状に対して行い、4.2 節の実験によって安定したエネルギー吸収能力を示した幅厚比 33 となる形状を対象とした。ここで、試験体のリブプレートは幅を 100mm と固定し、パネルのせん断降伏耐力に対して 10% 程度の曲げ降伏耐力となるよう板厚を設定した。また、試験体の材質はパネルを LY225 とし、リブプレートを SN400B とした。また、パネルの溶接についてはリブプレート側およびエンドプレート側ともに隅肉溶接とし、サイズ (s) はパネルの板厚が 6mm の試験体は s=5mm、板厚が 9mm の試験体は s=7mm とした。ここで、試験体と治具は高力ボルト摩擦接合とした。実験変数は、パネルのサイズと幅厚比および載荷時のパネルダンパーの部材角： γ (パネルダンパーの水平変形/パネルダンパーの内法高さ) とする。試験体一覧を表 4.3.1-1 に、試験体を図 4.3.1-1 に示す。また、各試験体に貼付した歪みゲージの貼付図を図 4.3.1-2 に示す。さらに、実験に使用した鋼材の機械的性質を表 4.3.1-2 に示す。ここで、表中の降伏点は JIS Z 2241 に示す引張試験によって求めた 3 本の値の平均値とし、ヤング係数については降伏点 (規格値) の 70% 程度までの直線勾配を採用した。

載荷については、累積損傷度を確認する上においては定振幅とすべきではあるが、ダンパーの降伏耐力についても確認するために、4.2 節の実験結果を参考に、初期降伏に至る部材角までを漸増載荷とし、降伏以降を所定の部材角による定振幅載荷とした。また、載荷装置は 4.2 節の図 4.2.1-3 と同様である。また、載荷時における載荷装置の 2 本の鉛直ジャッキは、加力中も上下の治具柱間の鉛直距離が一定となるように変位を固定した。載荷については表 4.3.1-3 に示す部材角による載荷プログラムに従って実施した。

表 4.3.1-1 試験体一覧

試験体名	パネル					リブプレート			部材角 (rad.)
	材質	幅	高さ	板厚	幅厚比	材質	高さ	板厚	
		mm	mm	mm			mm	mm	
YPD5-2033-12A	LY 225	200	200	6	33	SN 400B	200	12	0.10
YPD5-2033-12B									0.08
YPD5-2033-12C									0.05
YPD6-3033-25A	LY 225	300	300	9	33	SN 400B	300	25	0.08
YPD6-3033-25B									0.05

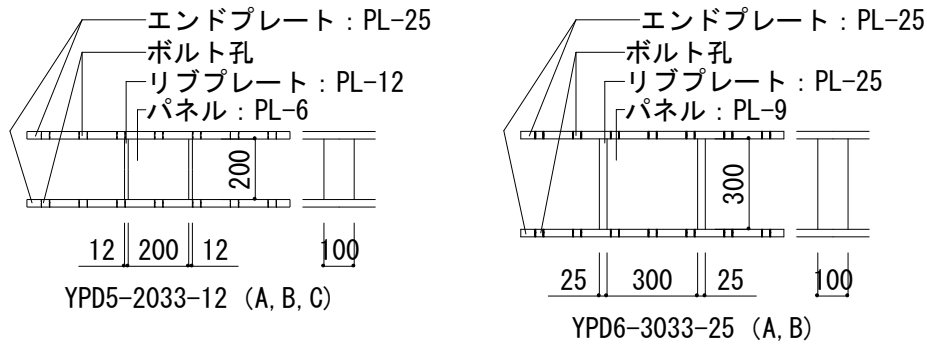


図 4.3.1-1 試験体

表 4.3.1-2 鋼材の機械的性質

供試体	板厚	材質	降伏点	引張強さ	ヤング係数	降伏歪	伸び
	mm		N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	μ	%
パネル	6	LY225	246	332	212830	1157	49
	9	LY225	288	347	212523	1354	48
リブプレート	12	SN400B	304	446	212320	1431	47
	25	SN400B	293	442	213965	1369	34

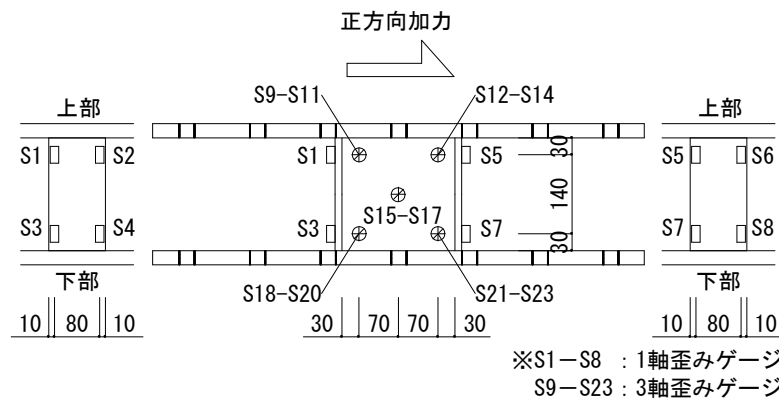


図 4.3.1-2 歪みゲージの貼付図

表 4.3.1-3 载荷プログラム

サイクル	载荷方法	YPD5-2033-12A		YPD5-2033-12B		YPD5-2033-12C		YPD6-3033-25A		YPD6-3033-25B	
		部材角	部材変位	部材角	部材変位	部材角	部材変位	部材角	部材変位	部材角	部材変位
		(rad.)	(mm)	(rad.)	(mm)	(rad.)	(mm)	(rad.)	(mm)	(rad.)	(mm)
1	漸増 载荷	0.001	0.20	0.001	0.20	0.001	0.20	0.001	0.30	0.001	0.30
2		0.003	0.50	0.003	0.50	0.003	0.50	0.003	0.75	0.003	0.75
3		0.005	1.00	0.005	1.00	0.005	1.00	0.005	1.50	0.005	1.50
4以降	定振幅 载荷	0.100	20.00	0.080	16.00	0.050	10.00	0.080	24.00	0.050	15.00

4. 3. 2 復元力特性

各試験体のせん断応力度一部材角関係を図 4.3.2-1 に示す．また，図の縦軸，横軸ともに正側を正加力，負側を負加力として表している．ここで，せん断応力度については水平力をパネルのせん断断面積で除した値とし，リブプレートの断面積は考慮していない．

この結果，すべての試験体は所定の変形まで安定したエネルギー吸収能力に優れた履歴特性を示す結果が得られた．また，YPD5-2033-12C と YPD6-3033-25B については定振幅載荷時にパネル部分の座屈が確認されたものの耐力低下は比較的小さかった．

一方，それ以外の試験体については定振幅載荷時の耐力低下は比較的大きい傾向にあった．さらに，所定の変形に達する途中で耐力低下が確認された．これは，これまでの研究と同様に，正方向の変形から負方向の変形へ，負方向の変形から正方向の変形へ移行する変位が 0mm 近傍で確認されていることから，変形方向が変わることによって，パネルの板座屈による座屈波が逆方向（逆モード）に移行する現象によって起こるものと考察される．更に，この現象は変形が大きくなるに従い顕著に見られ，それと同時に座屈波の振幅も大きくなっている状況であった．最終状況はパネル幅が 200mm の試験体については，部材角の異なるすべての試験体ともにリブプレートとパネル部の隅肉溶接部に亀裂破壊が生じ，急激に耐力が低下した．パネル幅が 300mm の試験体については，すべての試験体でエンドプレートとリブプレートの隅肉溶接部に亀裂破壊が生じ，急激に耐力が低下した．

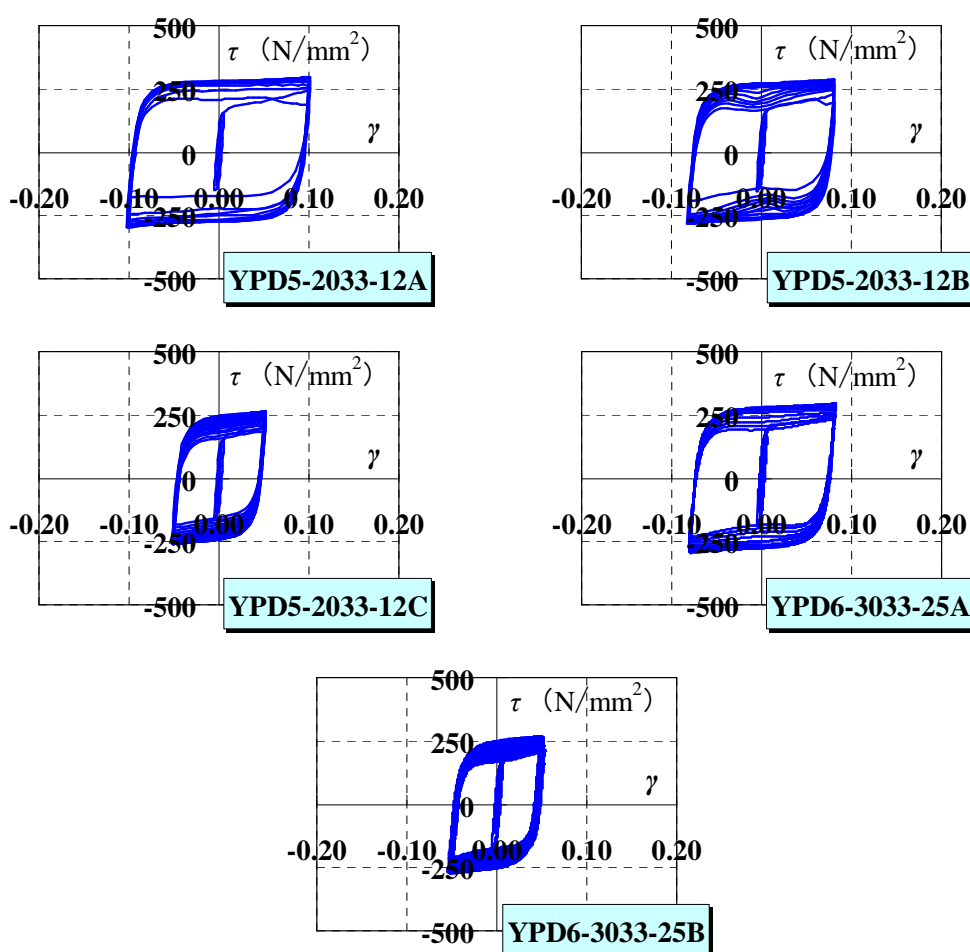


図 4.3.2-1 せん断応力度一部材角関係

4. 3. 3 パネルダンパーの性能値

パネルダンパーの性能値として降伏耐力について実験値と計算値の比較を行なった。各試験体の実験結果一覧を表 4.3.3-1 に示す。ここで、表 4.3.3-1 に示すパネルのせん断降伏 PQ_y 、リブの曲げ降伏耐力 RQ_y の計算値については、材料試験結果をもとに 4.2.4 節で示した (4.1) から (4.3) 式を用いて算出した。

また、実験値の降伏耐力は図 4.3.1-2 で示した試験体に貼付したどれかひとつの歪ゲージの軸方向歪の値が材料試験結果による降伏歪に最初に到達した荷重と、全ての歪ゲージの軸方向歪の値が降伏歪に到達した最後の荷重の平均値とした。

この結果、すべての試験体において Q_y/PRQ_y の値は 0.98～1.19 となっており、パネルとリブプレートの計算値が実験値と概ね対応している結果であった。

表 4. 3. 3-1 実験結果一覧

試験体	計算値			実験値	実験値/計算値
	パネル	リブ	パネル+リブ		
	PQ_y	RQ_y	PRQ_y	Q_y	Q_y/PRQ_y
	kN	kN	kN	kN	
YPD5-2033-12A	176.75	13.76	190.51	225.87	1.19
YPD5-2033-12B				211.95	1.11
YPD5-2033-12C				186.89	0.98
YPD6-3033-25A	471.52	38.13	509.66	513.83	1.01
YPD6-3033-25B				505.10	0.99

4. 3. 4 骨格曲線

実験を行なった各試験体の骨格曲線を図 4.3.4-1 に示す．ここで，骨格曲線については，実線が正加力方向を示し点線が負加力方向の結果を示している．更に，骨格曲線は耐力上昇が起こらなくなった変形のサイクルの結果は除外している．

また，せん断応力度については水平力をパネルのせん断断面積で除した値としリブプレート断面積は考慮していない．

この結果，すべての試験体において図 4.3.4-1 に示すように正加力側と負加力側の耐力差が無い傾向にあった．したがって，パネルの幅厚比が 33 以下であれば，正加力側と負加力側ともに安定した履歴曲線が得られるものと考察される．

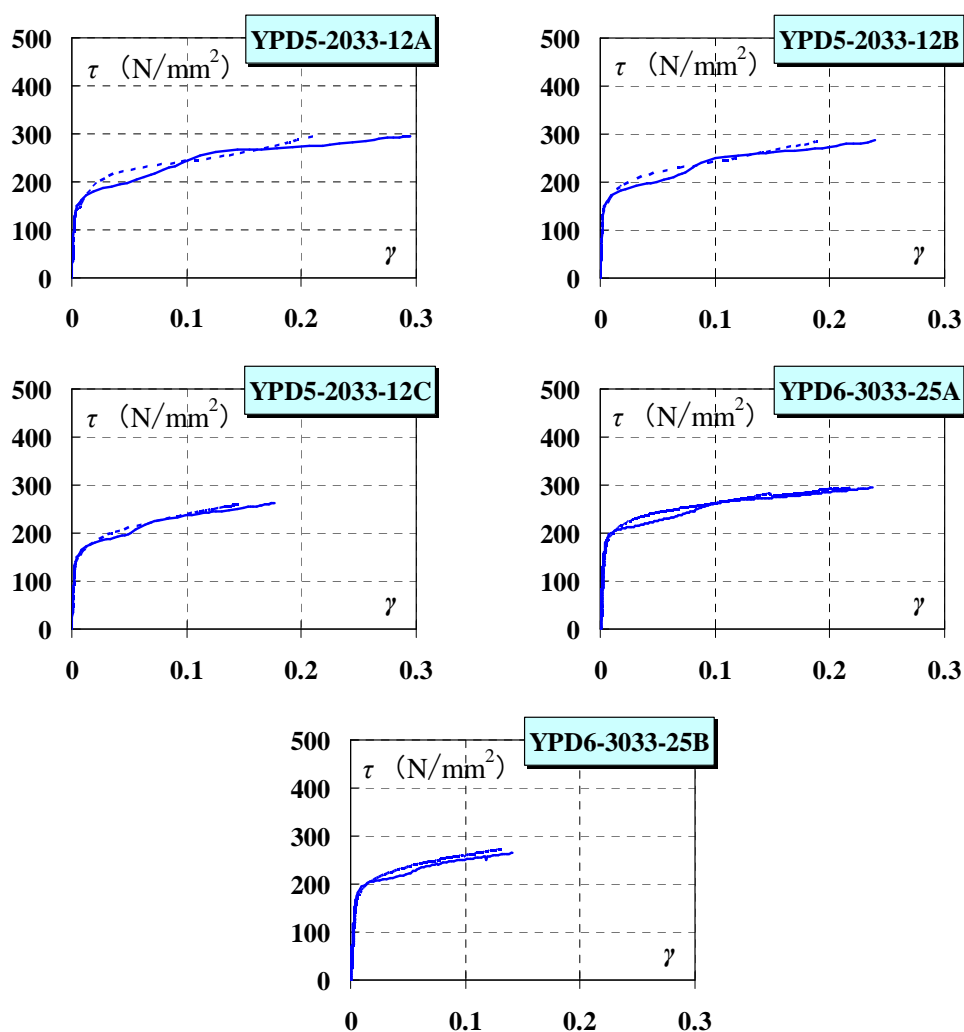


図 4. 3. 4-1 骨格曲線

4. 3. 5 耐力上昇率及び塑性変形能力

各試験体のせん断応力度－部材角関係から求めた耐力上昇率 τ_{max}/τ_y 、累積塑性エネルギー倍率 W_p/W_{py} ($W_p/W_{py} = (W_{p+})/W_{py} + (W_{p-})/W_{py}$) 及び累積塑性変形倍率 η の結果を表 4.3.5-1 に示す。また、各試験体のせん断応力度－累積せん断変形角関係を図 4.3.5-1 に示す。ここで、累積塑性エネルギー倍率 W_p/W_{py} 及び累積塑性変形倍率 η については、4.2.7 節の図 4.2.7-1 に従い算出している^{4.2)}、また、図 4.3.5-1 に示すせん断応力度については水平力をパネルのせん断断面積で除した値としリブプレートの断面積は考慮していない。

この結果、すべての試験体の耐力上昇率は、正加力側と負加力側が同程度の傾向にあった。また、耐力上昇率の平均値はパネル幅 200mm の試験体で 1.98、パネル幅 300mm の試験体で 1.70 と同程度の値であった。このことから、幅厚比が同じ場合、耐力上昇率はパネル寸法の影響が比較的小さいものと考察される。

また、表 4.3.5-1 に示すようにすべての試験体とも累積塑性エネルギー倍率 W_p/W_{py} は大きく、優れたエネルギー吸収能力を持っている。さらに、すべての試験体で累積塑性変形倍率 η は 2100 以上あり、文献^{4.3)}に示されている大地震時の構造性能目標に掲げる数値 300 を大きく上回っている。したがって、本試験体は十分に高い累積塑性変形性能を有しているものといえる。

表 4.3.5-1 耐力上昇率及び累積塑性変形性能

試験体名	τ_{max}/τ_y		W_p/W_{py}			η		
	正	負	正	負	合計	正	負	合計
YPD5-2033-12A	2.08	2.09	4500	4543	9042	1252	1305	2557
YPD5-2033-12B	2.02	2.00	4167	4190	8358	1258	1300	2557
YPD5-2033-12C	1.85	1.84	5324	5338	10662	1751	1776	3526
YPD6-3033-25A	1.77	1.77	3158	3222	6380	1059	1094	2153
YPD6-3033-25B	1.61	1.64	4857	5035	9892	1861	1883	3743

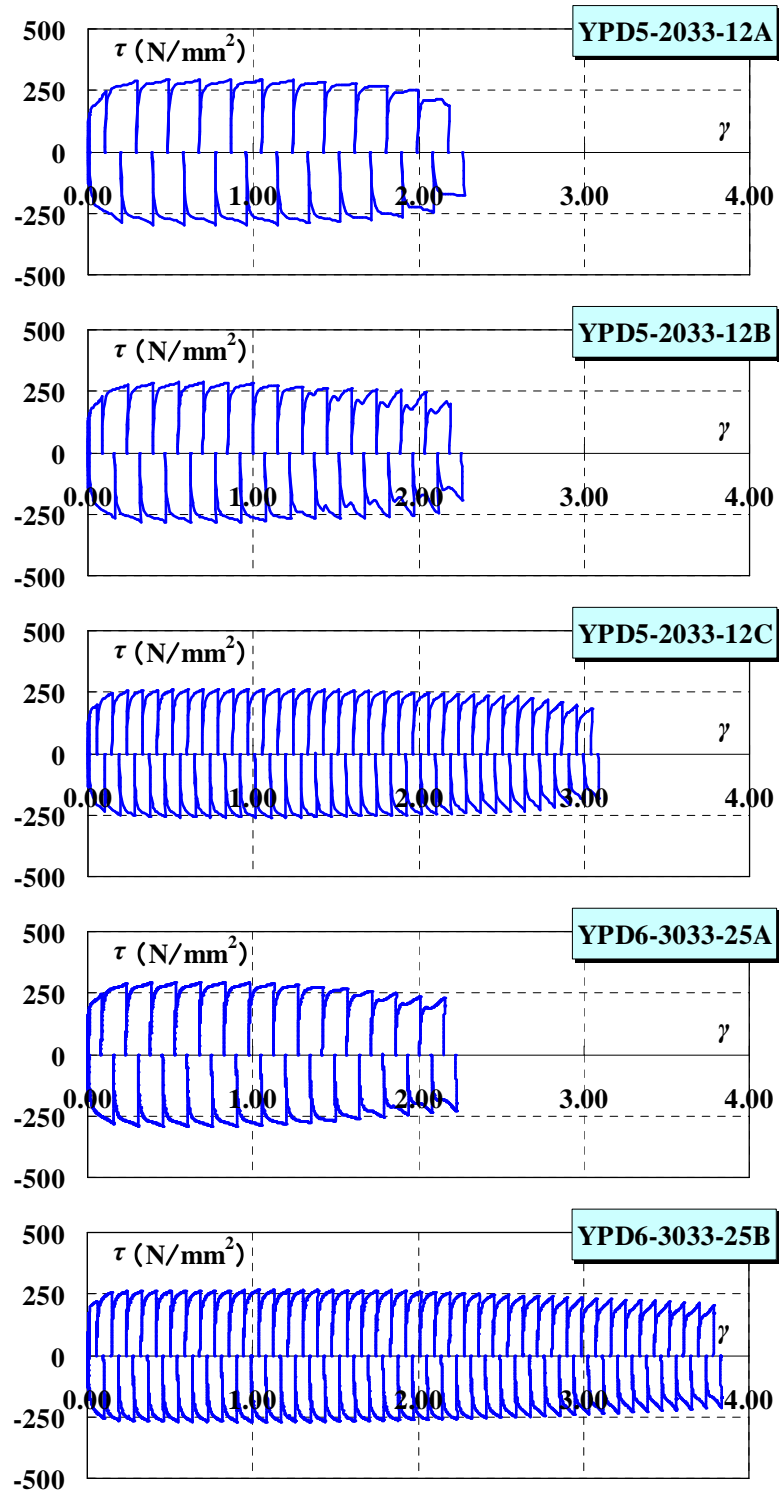


図 4.3.5-1 せん断応力度－累積塑性変形関係

4. 3. 6 累積疲労損傷度

累積塑性変形結果をもとに本実験で用いた試験体の損傷の程度を示す限界繰返し回数と疲労寿命曲線を求める。まず、各試験体における実験結果の累積塑性変形より引張圧縮載荷時の各繰返しにおける半サイクルの塑性変形 δ_{pi} および最大荷重 P_{ti} を求め、全体の最大荷重 P_{ti} の 80% 以下になった時点を破断状態とし、破断状態に到達するまでに繰返した回数を破断繰返し回数 N_L とする。ここで、試験体の各繰返しにおける半サイクルの定義を図 4.3.6-1 に示す。また、破断状態に到達する前 (N_L-1) までの累積塑性変形量の引張側と圧縮側の平均値を δ_f 、破断状態に到達する 1 サイクル前の平均塑性変形量 δ_{po} (N_L-1 のサイクルの引張側と圧縮側の平均値) と定義する。この δ_f と δ_{po} を用いて限界繰返し回数 N_f は (4.4) 式によって求めることができる。この結果を表 4.3.6-1 に示す。

$$N_f = \frac{\delta_f}{\delta_{po}} \quad (4.4)$$

また、 δ_{po} と N_f の関係を図 4.3.6-1 に示す。図 4.3.6-1 の分布は N_f の累乗関数で近似することができ、これを疲労寿命曲線とし (4.5) 式で表す。また、(4.5) 式の係数 δ_{pM} と指数 k_{dp} を表 4.3.6-2 に示す。

$$\delta_{po} = \delta_{pM} N_f^{k_{dp}} \quad (4.5)$$

この結果、YPD6-3033-25 の結果から δ_{po} と N_f の関係は対数軸上ではほぼ直線上に分布していることが分かる。したがって、本実験を行なった範囲においてはこの関係を用いて限界繰返し数を予測することが可能であるものと考察される。

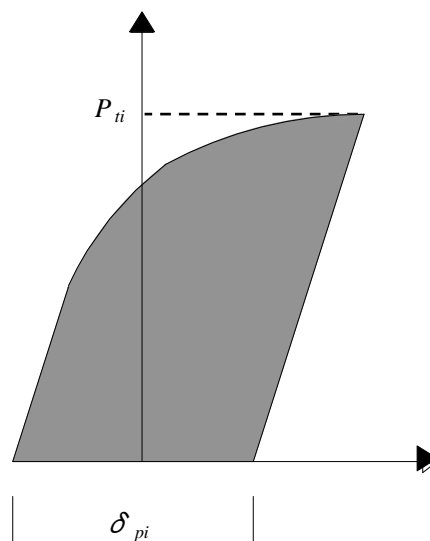


図 4.3.6-1 半サイクルの定義

表 4.3.6-1 限界繰返し回数

試験体	限界繰返し回数	破壊形式
	N_f	
YPD5-2033-12-A	10.88	リブプレートとパネルの溶接部亀裂
YPD5-2033-12-B	14.07	
YPD5-2033-12-C	31.33	
YPD6-3033-25-A	12.92	試験体のエンドプレートとリブプレートの溶接部亀裂
YPD6-3033-25-B	40.02	

表 4.3.6-2 疲労寿命曲線の係数

試験体	δ_{pM}	k_{dp}
YPD5-2033-12	185.84	-0.68
YPD6-3033-25	138.93	-0.45

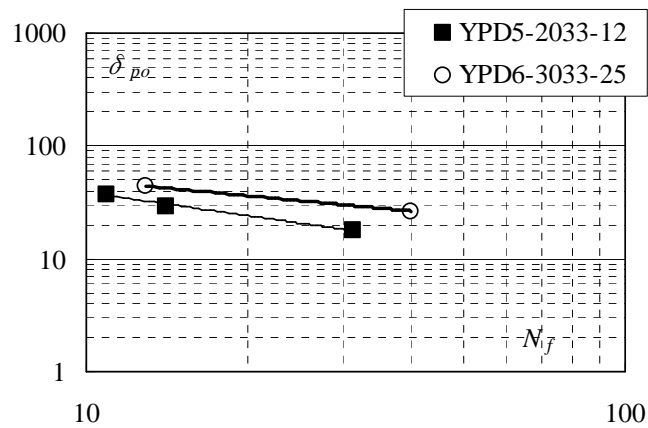


図 4.3.6-1 疲労寿命特性

4. 3. 7 定振幅載荷実験のまとめ

定振幅載荷実験については、パネルの材料として低降伏点鋼を使用し、パネル材の形状として縦横比を 1:1 とした場合を対象として実験を行い、復元力特性などの基礎的な力学特性データの蓄積とともに累積疲労損傷度を確認した。

その結果、パネルの幅厚比が 33 の場合、ダンパーとして十分な塑性変形性能を有していることを明らかにした。さらに、本実験で用いたパネルダンパーの実験範囲においては繰返し載荷による損傷度を示す疲労寿命曲線を提案することができた。

ただし、今回の結果は限られた範囲での実験結果に基づいて求めていることから、さらなる実験データを蓄積するとともに既往の研究結果等を用いて、本結果の確認や精度向上が今後の検討課題である。また、地震時におこる繰返しはランダム応答履歴であることから、変動振幅を受ける部材の疲労破壊を検討するためにマイナー則等を用いた評価についても今後の検討課題であると考えている。

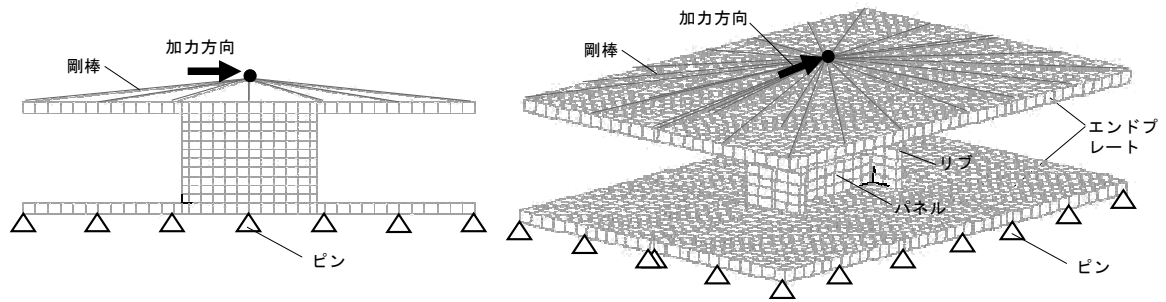
4. 4 FEM解析

4. 4. 1 解析概要

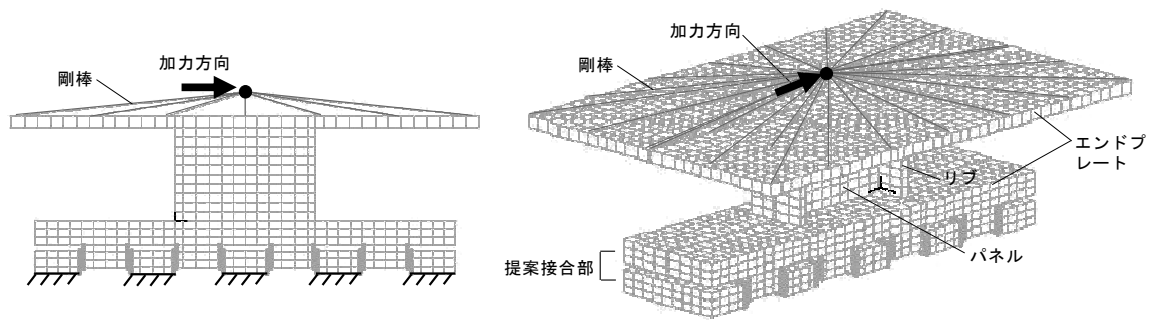
4.2節の静的載荷実験では、耐力及び塑性変形能力についてはパネルダンパーとして十分な性能を有していることが確認できた。しかしながら、初期剛性については若干低めの傾向にあった。そこで、提案した接合部形式の有無について、4.2節の静的載荷実験の実験結果におけるせん断力-せん断変形の関係を検証するためにFEM解析を行い、パネルダンパーの性能として、特に初期剛性と降伏耐力について比較検討を行う。解析には、汎用の有限要素法解析ソフト「ADINA-VERSION8.9.0」^{4,7)}を用いた。試験体に対応した解析モデル一覧を表4.4.1-1に、FEM解析モデルを図4.4.1-1に示す。解析モデルは、エンドプレートを考慮した上下固定モデル(AEモデル)とエンドプレートを考慮した提案接合部モデル(AEFモデル)とした。寸法については4.2節の静的載荷実験を行なったパネルダンパーの試験体と同様である。メッシュ分割はパネルサイズ(幅, 高さ)の10分割を基準とした。材料のモデル化については弾塑性のバイリニアモデルとし、その応力度-歪度関係(真応力-対数歪)に用いた材料特性は、4.2.1節の表4.2.1-2に示した材料試験結果のヤング係数と降伏応力度を用いた。また、バイリニアモデルの二次勾配はヤング係数の1/1000とした。降伏条件には、von Misesの降伏条件に従い、塑性域における材料の硬化則は等方硬化則を用いた。境界条件は、AEモデルについては、実験時におけるエンドプレートと試験体治具をボルトによって接合していた上下ボルト位置をピン支持とした。さらに、AEFモデルについては、上部はAEモデルと同様にボルト位置をピン支持とし、下部提案接合部は凹凸部分において接触を考慮した。接触による摩擦係数は0.4とした。支持点を示すボルト位置を図4.4.1-2に示す。ここで、AE1～AE4、AEF1～AEF2は表4.4.1-1に示す試験体に対応している。また、すべてのモデルは加力点を載荷方向に強制変位を与える方法で荷重を作用させた。ただし、加力点の鉛直変位は拘束している。

表 4. 4. 1-1 解析モデル一覧

試験体	解析モデル	パネル			リブプレート			エンドプレート		
		幅	高さ	板厚	高さ	板厚	本数	幅	板厚	位置
		mm	mm	mm	mm	mm	枚	mm	mm	
YPD4-1525-12	AE1	150	150	6	150	12	2	500	25	上下
YPD4-2033-12	AE2	200	200	6	200	12	2	750	25	上下
YPD4-2542-16	AE3	250	250	6	250	16	2	750	25	上下
YPD4-3033-25	AE4	300	300	9	300	25	2	750	25	上下
YPD5-1525-12F	AEF1	150	150	6	150	12	2	500	25	上
YPD5-2033-12F	AEF2	200	200	6	200	12	2	750	25	上



(AE モデル)



(AEF モデル)

図 4.4.1-1 FEM 解析モデル概要

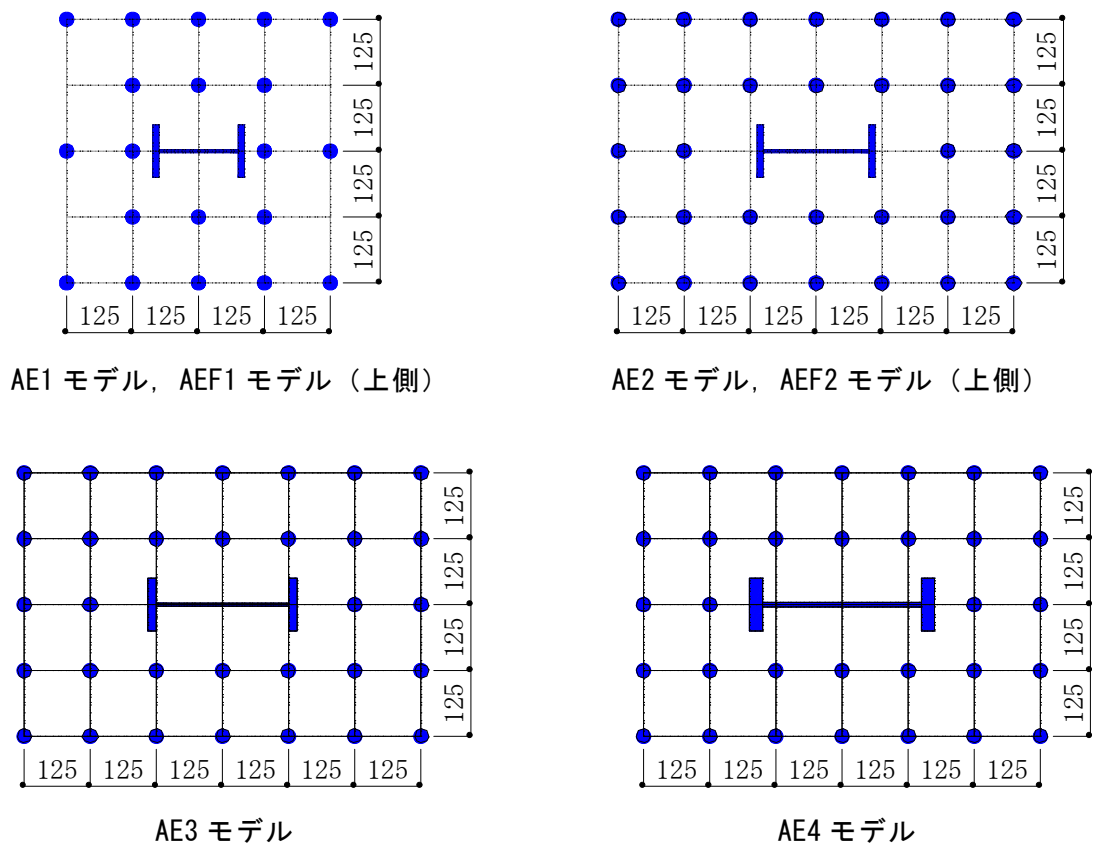


図 4.4.1-2 支持点位置

4. 4. 2 解析結果

各解析モデルの解析結果から得られたせん断力-せん断変形関係を、実験結果の骨格曲線に加えて図4.4.2-1に示す。また、降伏耐力と剛性の解析結果を表4.4.2-1に示す。表4.4.2-1に示す降伏耐力の計算値については4.2.1節で示した材料試験結果をもとに算出した累加剛性（パネル部分のせん断剛性とリブプレートの曲げ剛性の和）から求められる部材角1/500における変形時の耐力とした。また、実験値および解析値については部材角1/500までの弾性剛性と二次勾配の交点の耐力とした。したがって、実験値の降伏耐力は4.2.4節の表4.2.4-1で示した値とは異なっている。一方、初期剛性に関しては計算値は累加剛性とし、解析値と実験値は部材角1/500までの弾性剛性とした。

この結果、降伏耐力についてはすべての解析モデルにおいて解析値/計算値 (AQ_y/cQ_y) が0.97～1.20、解析値/実験値 (AQ_y/EQ_y) が0.81～1.02と解析値は概ね計算値および実験値と一致する傾向にあった。よって、総合的に判断すると降伏耐力は計算値で評価しても概ね問題ないと考察される。

また、初期剛性については、すべてのモデルにおいて実験値/計算値 (EK/cK) は、計算値が大きい傾向を示した。AEモデルのAE1～AE3については解析値/実験値 (AK/EK) が0.83～1.02と概ね実験値と一致する傾向にあった。しかし、AE4モデルについては解析値/実験値 (AK/EK) が1.53と解析値が大きくなる傾向にあった。以上のことから、エンドプレートと試験体治具をボルトによって接合していた上下ボルト位置を考慮したAEモデルは、実験結果を良く再現できているものと考察される。また、AE4モデルの解析値が実験値の初期剛性と一致しない要因は、実験では他の試験体に比べてパネルダンパーのせん断耐力が大きいことから、エンドプレートと試験体治具を接合しているボルトの軸変形が発生していたためと考察される。

次に、AEFモデルの解析値と実験値を比較すると解析値/実験値 (AK/EK) が0.75から0.87と比較的実験結果を良く再現できている傾向を示した。また、接合部形式の違いを確認するために実験値と解析値の比較を行なった。

その結果、実験値については試験体 YPD4-1525-12 に対する試験体 YPD5-1525-12F の初期剛性比が0.67、試験体 YPD4-2033-12 に対する試験体 YPD5-2033-12F の初期剛性比が0.70であった。また、解析値についてはAE1に対するAEF1の初期剛性比が0.62、AE2に対するAEF2の初期剛性比が0.64であった。このことから、実験値と解析値における初期剛性比はほぼ同程度であることから、解析は実験を良く再現できているものと考察される。また、パネルダンパーの接合部を提案接合部とした試験体は上下固定とした試験体に比べて30～38%程度初期剛性が低下するものと考察される。

したがって、解析においてはパネルダンパーの接合部を上下固定としたモデルはAEモデル、パネルダンパーの接合部を提案接合部としたモデルはAEFモデルとすることで比較的实验結果を良く再現できると考察される。

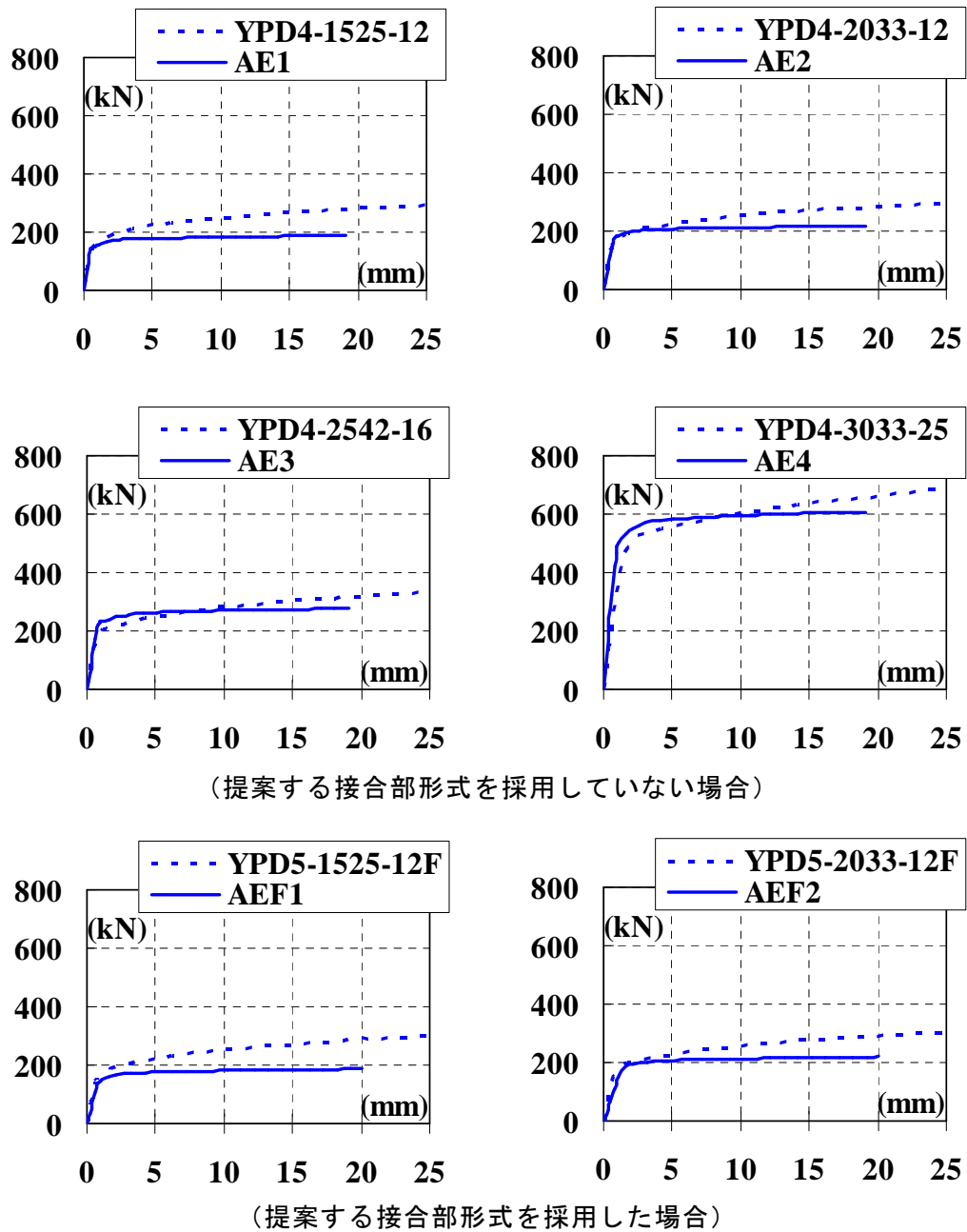


図 4. 4. 2-1 セン断力ーせん断変形関係

表 4. 4. 2-1 (a) 解析結果 (降伏耐力)

試験体	解析 モデル	降伏耐力					
		計算値	実験値	解析値	実験値/ 計算値	解析値/ 計算値	解析値/ 実験値
		${}_C Q_y$	${}_E Q_y$	${}_A Q_y$	${}_E Q_y / {}_C Q_y$	${}_A Q_y / {}_C Q_y$	${}_A Q_y / {}_E Q_y$
		kN	kN	kN			
YPD4-1525-12	AE1	159	210	172	1.32	1.08	0.82
YPD4-2033-12	AE2	207	222	202	1.07	0.98	0.91
YPD4-2542-16	AE3	260	253	257	0.97	0.99	1.02
YPD4-3033-25	AE4	479	580	574	1.21	1.20	0.99
YPD5-1525-12F	AEF1	159	208	169	1.31	1.06	0.81
YPD5-2033-12F	AEF2	207	234	200	1.13	0.97	0.86

表 4. 4. 2-1 (b) 解析結果 (剛性)

試験体	解析 モデル	初期剛性					
		計算値	実験値	解析値	実験値/ 計算値	解析値/ 計算値	解析値/ 実験値
		${}_C K$	${}_E K$	${}_A K$	${}_E K / {}_C K$	${}_A K / {}_C K$	${}_A K / {}_E K$
		kN/mm	kN/mm	kN/mm			
YPD4-1525-12	AE1	531	341	322	0.64	0.61	0.95
YPD4-2033-12	AE2	518	289	239	0.56	0.46	0.83
YPD4-2542-16	AE3	520	283	290	0.54	0.56	1.02
YPD4-3033-25	AE4	798	352	539	0.44	0.67	1.53
YPD5-1525-12F	AEF1	529	228	198	0.43	0.37	0.87
YPD5-2033-12F	AEF2	518	203	153	0.39	0.29	0.75

4. 4. 3 FEM解析のまとめ

4.2 節の静的載荷実験の実験結果で得たせん断力-せん断変形の関係を検証するために FEM 解析を行い、パネルダンパーの性能として、特に初期剛性と降伏耐力について比較検討を行った。その結果、以下に示す知見が得られた。

- 1) 提案する接合部形式を採用しない場合、パネルダンパーとエンドプレート及びボルト位置を考慮した解析モデルを採用することで実験結果を再現できる。
- 2) 提案する接合部形式を採用した場合、パネルダンパーと上部エンドプレート及びボルト位置、更に提案接合部を考慮した解析モデルを採用することで、実験結果を再現できる。
- 3) 提案する接合部形式を採用した場合は、提案する接合部形式を採用しない場合に比べて初期剛性が低下する傾向を示す。

以上の知見により、パネルの縦横比を 1:1 と限定したパネルダンパーは、FEM 解析によっても、実験結果を概ね評価することができた。また、降伏耐力については、計算値で評価できるものの、初期剛性についてはパネルダンパーを構成する上下のエンドプレートの厚さ、更にはパネルダンパーを取付ける場合の取付けボルト位置がパネルダンパーの初期剛性に影響することが確認できた。したがって、実際にパネルダンパーを設計する場合にはこのことに対して配慮する必要があるため、今後は、更なる実験と FEM 解析等によって提案する接合部形式を採用した場合の初期剛性の補正係数等を定量化することが今後の課題である。

4. 5 結論

本章では、新築構造物或いは耐震補強工法等にも適用することを目標として、第2章3項で提案したダンパーのせん断変形に伴って発生する軸力を緩和するための接合部形式有するパネルダンパーに対して、静的載荷実験と定振幅載荷実験を通して性能検証を行った。さらに、静的載荷実験の実験結果における性能値の信頼性を高めるために FEM 解析を行い、実験結果との比較検討を行った。本章で得られた知見を以下に示す。

- 1) 正側負側共に安定した復元力特性を有するためのパネルの幅厚比は、33 以下が有効であることが確認できた。
- 2) パネルの幅厚比を 33 以下とすることで、提案接合部の有無に関係なくパネルダンパーは、高い累積塑性変形性能を有し、制震部材として適用することが可能である。
- 3) パネルの座屈に伴って発生する軸力を緩和するうえにおいて、提案した接合部形式を有するパネルダンパーは有効である。
- 4) 本実験で用いたパネルダンパーの実験範囲においては、繰返し載荷による損傷度を示す疲労寿命曲線を提案することができた。
- 5) パネルダンパー、エンドプレート、ボルト位置、提案接合部に至る部分を考慮した解析モデルを採用することで実験結果を再現できる。
- 6) 初期剛性はパネルダンパーを構成する上下のエンドプレートの厚さ、更にはパネルダンパーを取付ける場合の取付けボルト位置がパネルダンパーの初期剛性に影響する。

以上の結果、本研究で提案したパネルダンパーは、地震時の振動エネルギーを吸収する能力を有しており、低層から高層建物までの建築物の揺れに対し有効に作用する制震部材としての可能性があり、構造的利用価値のある履歴型ダンパーとなり得ることを示唆することができた。ただし、実際にパネルダンパーを設計する場合には、更なる実験と FEM 解析等によって提案する接合部形式を採用した場合の初期剛性の補正係数等を定量化する必要があるといった課題が見つかった。更に、今回の静的構造実験は、特定の試験体に対して行われたものであるため、本章で示した検討結果のみで全てを評価できるものではない。従って、本章の検討および結論は、特定のモデルに対するものであることを念頭に置き、今後の実構造物に対する設計段階に向けては見つかった課題を含めて更なる検討の必要性がある。しかしながら、本章で示した一連の研究を通して、パネルダンパーの静的な力学特性を把握するとともに、実際の建物にダンパーとして組込む制震部材として必要となる基礎的データの蓄積を行うことができた。

参考文献

- 4.1) 日本規格協会：JIS ハンドブック①鉄鋼 I ,2010.
- 4.2) 井上一朗：建築構造の理論と設計，京都大学学術出版会,pp.1-45,2003.8
- 4.3) 多賀謙蔵ほか6名：履歴型ダンパーを用いた 200m クラスの超高層建物の性能設計，日本建築学会技術報告集,No.12,pp.93-98,2001.1.
- 4.4) 佐伯英一郎他：低降伏点鋼の低サイクル疲労性能に関する研究,日本建築学会構造系論文集,No.472,pp.139-147,1995.6
- 4.5) 前田泰史他：軸降伏型履歴ダンパーの疲労性能に関する研究,日本建築学会構造系論文集，No.503,pp.109-115,1998.1
- 4.6) 泉満他：極低降伏点鋼を用いたせん断降伏型制振部材の低サイクル疲労実験（その1～その2）,日本建築学会大会学術講演梗概集,C-1,pp.1333-1336,1992.8
- 4.7) ㈱構造計画研究所:ADINA (バージョン 8.5) 理論とモデル化の手引き日本語版.2008.

第5章 鋼棒ダンパーとパネルダンパーの履歴モデルの検討

第5章 鋼棒ダンパーとパネルダンパーの履歴モデルの検討

5. 1 はじめに

実際の建物にダンパーを制震要素として組込む場合には、地震挙動に対して建物が耐震設計上安全であることを確認するために地震応答解析を行う必要がある。その際には、制震要素であるダンパーの履歴モデルを用いなければならない。また、ダンパーの履歴モデルについては、これまでに数多くの履歴モデルが提案され、その履歴モデルのプログラムは設計者が一般的に取り扱われている汎用の解析ソフトに導入されている^{5.1)}。その中でも、履歴型ダンパーについては、完全弾塑性型の履歴モデルを用いる場合が多い。しかしながら、ダンパーの復元力特性として安定した紡錘型の性能を示さないダンパーや地震時のエネルギーを吸収させる制震部材に低降伏点鋼材を用いたダンパーのように、安定した紡錘型の性能は示すものの繰り返し時における材料の歪硬化の影響で繰り返すごとに耐力が上昇するといった特徴を有するダンパーについては、完全弾塑性型の履歴モデルを用いると周辺架構やダンパー接合部の設計が難しくなり、さらには、ダンパーの性能を適正に評価できていないことから建物や接合部に対して危険側の評価をする可能性がある。特に、低降伏点鋼材を用いたダンパーを建物の制震要素として組込む場合には、完全弾塑性型の履歴モデルによって建物の安全性を評価することは難しいと言える。そのため、こういった特徴を有するダンパーについては独自の履歴モデルを構築する必要がある。こういったことを踏まえて、これまでに繰り返し時における材料の歪硬化の影響によって繰り返すごとに耐力が上昇することを考慮した履歴モデルについても開発が進み、汎用の解析ソフトに導入されている^{5.1)}状況にある。

一方、本研究で提案している鋼棒ダンパーについては、実際の建物にダンパーを制震要素として組込む場合には、鋼棒ダンパーの履歴モデルが必要であり、既往の履歴モデルを用いることが可能であるか不可能であるかを検討しておく必要がある。その結果によっては、独自の履歴モデルの構築が必要であると言える。3章で示した実験結果においては、鋼棒ダンパーの性能は、十分な累積塑性変形性能を有し、かつ、比較的安定した復元力特性を示すことが確認できており、制震ダンパーとして有効に機能するものと考えられる。

そこで、本章では3章で示した実験結果を踏まえて鋼棒ダンパーの復元力特性を完全弾塑性型と仮定し、既往の履歴モデルを用いて応答解析を行い実験結果と比較し鋼棒ダンパーの履歴モデルの妥当性について検討を行う。

また、本研究で提案しているパネルダンパーについては、変形性能に優れた低降伏点鋼材を用いることとしている。また、4章で示した実験結果においても、安定した紡錘型の性能は示すものの繰り返し時における材料の歪硬化の影響で繰り返すごとに耐力が上昇するといった特徴を有する結果であった。そのため、提案しているパネルダンパーについても建物の安全性を評価するうえにおいては、材料の歪硬化の影響によって繰り返すごとに耐力が上昇することを考慮した履歴モデルによって設計する必要がある。

そこで、本章では4章で示した実験結果を踏まえて提案するパネルダンパーの復元力特性として、材料の歪硬化の影響によって繰り返すごとに耐力が上昇することを考慮した既往の履歴モデルを用いて応答解析を行い実験結果と比較し提案するダンパーの履歴モデルの妥当性について検討を行う。

5. 2 鋼棒ダンパーの履歴モデルの検討

5. 2. 1 履歴モデルによる応答解析

本章では、3.3 節の実大実験で用いた形状の鋼棒ダンパーを対象とする。3.3 節の実大実験では、芯材である軸力伝達鋼棒が降伏すると若干の二次勾配が形成されるものの、比較的耐力上昇が少なく、軸変形が卓越する復元力特性を有する結果であった。ただし、圧縮側については、軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% 以降の大変形領域で若干の耐力上昇が生じる傾向が確認されている。そこで、汎用の解析ソフトにおける履歴モデルを用いて応答解析を行い、実験結果の復元力特性との整合性について比較検討する。解析には汎用の解析ソフト「任意形状立体フレームの弾塑性解析 SNAP_{Ver.6}」^{5.1)}（以下、SNAP と略記）を用い、さらに、履歴モデルは SNAP の剛性低減型（以下、BL2 と略記）モデルを用いた。ここで、BL2 モデルは、完全弾塑性型の履歴曲線を有し、正側負側に同じ除荷剛性を持つ単軸バネモデルである。BL2 モデル概要図を図 5.2.1-1 に示す。BL2 モデルの設定においては、初期剛性 (K_0)、降伏荷重 (f_y)、降伏後剛性低下率 (β) の入力が必要である。そこで、初期剛性 (K_0) は、接合部鋼棒（左側）、軸力伝達鋼棒、接合部鋼棒（右側）の 3 要素を軸方向の直列バネと考えて算出した初期剛性 (K_{02}) とし、降伏荷重 (f_y) は軸力伝達鋼棒の降伏軸力 $P_y = A\sigma_y$ (A : 鋼棒軸断面積, σ_y : 3.3.1 節の表 3.3.1-2 に示す降伏点) とした。また、降伏後剛性低下率 (β) については、3.3.2 節の復元力特性から求められる骨格曲線の一次勾配に対する二次勾配の比率とした。ここで、 K_{02} については 3.3.3 節の表 3.3.3-1 に示す値を用いている。解析諸元を表 5.2.1-1 に示す。また、応答解析は変位制御で行い、その際の変位は 3.3 節の実験を行った各試験体と同じ変位を用いた。

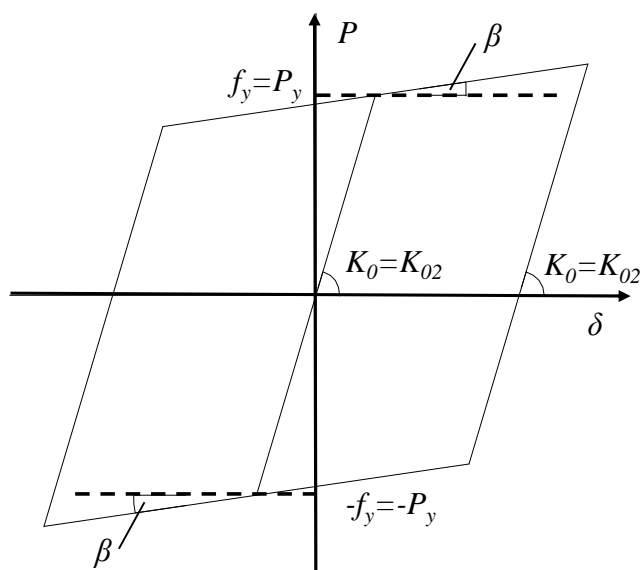


図 5.2.1-1 BL2 モデル概要図

表 5.2.1-1 解析諸元

解析モデル	初期剛性	降伏荷重	降伏後剛性 低下率	解析モデルに 対応する試験体
	K_{02}	P_y	β	
	kN/mm	kN		
BL2-3	108.24	456.17	0.032	No3
BL2-4	114.86	467.40	0.032	No4

5. 2. 2 応答解析結果

各解析モデルの解析結果から得られた軸方向力－軸変形関係を図 5.2.2-1 に示す．ここで、図の縦軸は軸方向力 P を、横軸は鋼棒ダンパーの変形量 δ を表している．さらに、図 5.2.2-1 には、3.3 節の実大実験で得られた復元力特性を併せて示している．また、履歴モデル (BL2 モデル) と実験結果の復元力特性の整合性を確認する上において重要な鋼棒ダンパーの累積履歴吸収エネルギーを表 5.2.2-1 に示す．また、各サイクルの履歴吸収エネルギーを表 5.2.2-2 に示す．ここで、累積履歴吸収エネルギーと各サイクルの履歴吸収エネルギーの算定については 3.2 節の図 3.2.5-1 に従い算出している^{5,2)}．

この結果、軸方向力－軸変形関係においては、履歴モデル BL2 はすべて軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% (No3 : $\delta=43.1\text{mm}$, No4 : $\delta=40.1\text{mm}$) までは比較的实验結果を追跡できていることが確認できる．しかしながら、BL2-3 と BL2-4 共に軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% (No3 : $\delta=43.1\text{mm}$, No4 : $\delta=40.1\text{mm}$) 以降の変形については、圧縮载荷側において解析結果と実験結果の整合性が良くない傾向が確認できる．

次に、鋼棒ダンパーの履歴吸収エネルギーについては、実験を行った軸力伝達鋼棒の軸歪が 2% (No3 : $\delta=57.4\text{mm}$, No4 : $\delta=53.4\text{mm}$) までの累積履歴吸収エネルギー $\sum W_{Pi}$ は、解析値に対する実験値が BL2-3 は 1.06, BL2-4 は 1.04 であった．

この結果、履歴吸収エネルギーは、履歴モデルの BL2 は比較的实验結果と良く対応出来ているものと考察される．さらに、各サイクルの履歴吸収エネルギーを確認すると解析値に対する実験値が BL2-3 は 0.90～1.16, BL2-4 は 0.89～1.14 であった．よって、履歴モデルの BL2 は各サイクルにおける履歴吸収エネルギーについても概ね実験結果と良く対応出来ているものと考察される．ただし、軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% (No3 : $\delta=43.1\text{mm}$, No4 : $\delta=40.1\text{mm}$) 以降の変形については、実験値が解析値を若干上回る傾向にあった．また、1 サイクル目については、両モデルとも解析値に対する実験値の整合性が取れていない結果であった．これは、実験では軸力伝達鋼棒が弾性領域の繰返しに対しても微量ではあるが残留変形が生じ、その結果、計算上履歴吸収エネルギーが算出されるのに対して、解析では軸力伝達鋼棒の弾性領域の繰返しに対しては直線的に履歴を描くため履歴吸収エネルギーはほぼ 0 と算出される違いである．しかしながら、弾性領域における履歴吸収エネルギーの量は微量であり、履歴モデルの検証に対する影響は小さいものと考察される．

したがって、履歴モデルの BL2 は、十分に実験結果を再現できていることから、提案する鋼棒ダンパーの履歴モデルとして妥当であると考察される．

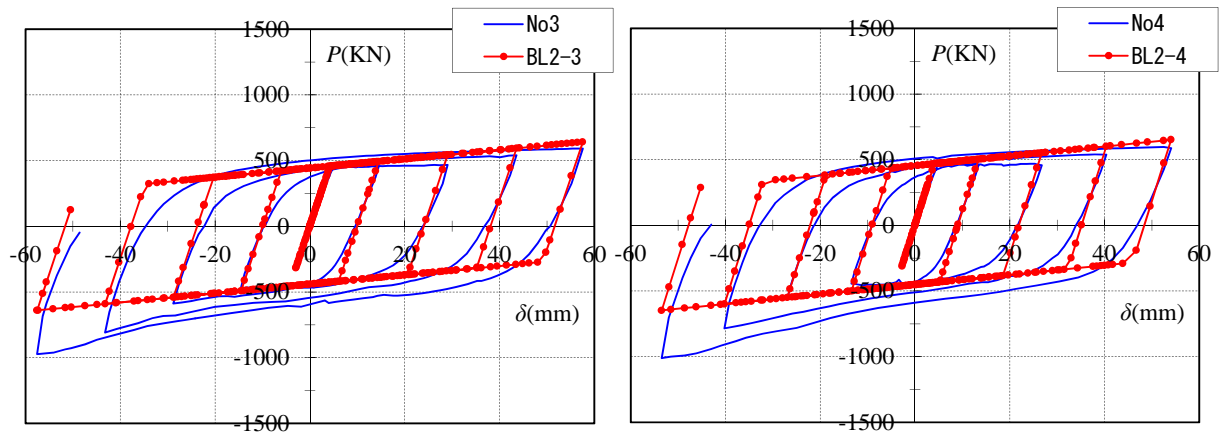


図 5. 2. 2-1 軸方向力－軸変形関係

表 5. 2. 2-1 累積履歴吸収エネルギー

解析 モデル	ΣW_{Pi}		
	実験値	解析値	実験値 /解析値
	kN・mm	kN・mm	
BL2-3	220964	208585	1.06
BL2-4	205260	198272	1.04

表 5. 2. 2-2 各サイクルの履歴吸収エネルギー

サイクル	BL2-3			BL2-4		
	W_{Pi}			W_{Pi}		
	実験値	解析値	実験値 /解析値	実験値	解析値	実験値 /解析値
	kN・mm	kN・mm		kN・mm	kN・mm	
1	58.97	-0.67	-87.52	61.85	-0.02	-3021.43
2	12706.75	14068.19	0.90	11621.55	13091.31	0.89
3	35914.89	38534.86	0.93	32159.86	36224.88	0.89
4	66882.59	64888.34	1.03	61659.29	61446.90	1.00
5	105400.67	91094.03	1.16	99757.09	87508.84	1.14

5. 3 パネルダンパーの履歴モデルの検討

5. 3. 1 履歴モデルの初期剛性に計算値を用いた応答解析

本章では、4.2 節の静的載荷実験で用いた形状のパネルダンパーを対象とする。4.2 節の静的載荷実験では、低降伏点鋼材のパネル材が降伏すると繰り返すごとに耐力が上昇し、その後、耐力上昇が収まり耐力が一定のまま変形する結果であった。そこで、汎用の解析ソフトにおける履歴モデルを用いて応答解析を行い、実験結果の復元力特性との整合性について比較検討する。解析には汎用の解析ソフト「任意形状立体フレームの弾塑性解析 SNAP_{Ver.6}」^{5.1)}（以下、SNAP と略記）を用い、さらに、履歴モデルは SNAP の極低降伏点鋼制震ダンパー（以下、LY2 と略記）モデルを用いた。ここで、LY2 モデルは、正負非対称の弾性、歪硬化段階、終局段階の 3 つの領域を示すトリリニア型の単軸バネモデルである。LY2 モデル概要図を図 5.3.1-1 に示す。LY2 モデルの設定においては、初期剛性 (K_0)、降伏荷重 (f_y)、耐力上昇率 (θ) の入力が必要である。ただし、図 5.3.1-1 に示す剛性低減率 α と β の値は履歴モデルの推奨値 ($\alpha=0.0$, $\beta=0.022$) をそのまま採用した。そこで、初期剛性 (K_0) は、パネルダンパーを構成するリブプレート（左側）の曲げ剛性とパネル材のせん断剛性、リブプレート（右側）の曲げ剛性の 3 要素を並列バネと考えて算出した初期剛性 (cK) とし、降伏荷重 (f_y) はパネルダンパーの降伏耐力 (cQ_y) とし、耐力上昇率 (θ) はパネルダンパーの降伏耐力 (cQ_y) に対する実験時に発生した最大耐力 (EQ_{max}) の比率 ($c\theta$) とした。ここで、 cK と cQ_y については 4.2.1 節の表 4.2.1-1 に示す材料試験結果を用いて算出した値である。解析諸元を表 5.3.1-1 に示す。また、応答解析は変位制御で行い、その際の変位は 4.2 節の静的載荷実験を行った各試験体と同じ変位を用いた。

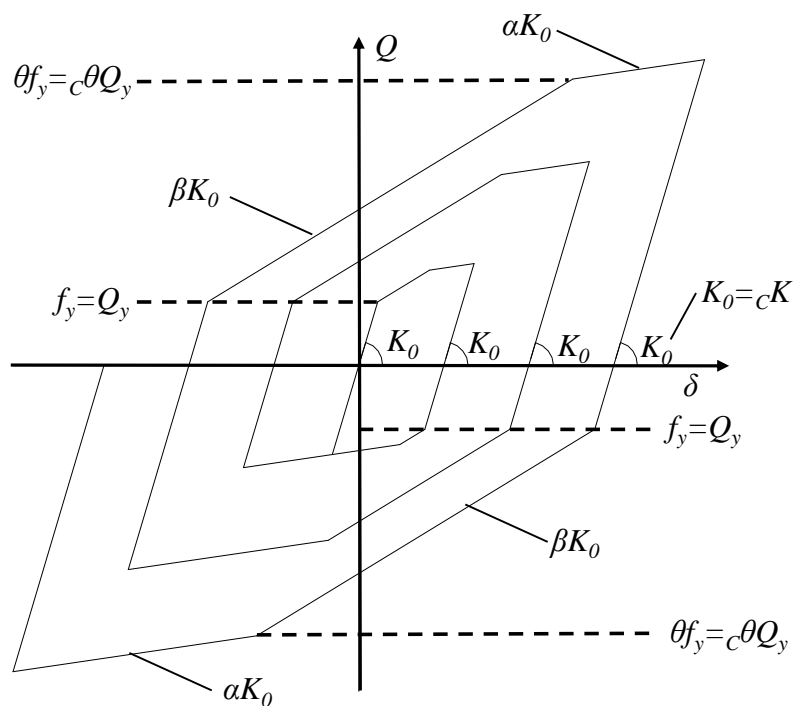


図 5.3.1-1 LY2 モデル概要図

表 5.3.1-1 解析諸元

履歴 モデル	計算値		実験値	耐力上昇率	履歴モデル に対する試験体
	初期剛性	降伏耐力	最大耐力		
	cK	cQ_y	$E Q_{max}$	$c \theta$	
	kN/mm	kN	kN		
LY2-1	530.74	152.13	333.68	2.193	YPD4-1525-12
LY2-2	518.05	191.43	347.13	1.813	YPD4-2033-12
LY2-3	798.26	512.46	806.14	1.573	YPD4-3033-25
LY2-1F	529.48	150.91	334.48	2.216	YPD5-1525-12F
LY2-2F	517.52	190.51	364.52	1.913	YPD5-2033-12F

5. 3. 2 履歴モデルの初期剛性に計算値を用いた応答解析結果

各解析モデルの解析結果から得られたせん断耐力-せん断変形関係を図 5.3.2-1 に示す．ここで、図の縦軸はパネルダンパーのせん断耐力 Q を、横軸はパネルダンパーのせん断変形量 δ を表している．さらに、図 5.3.2-1 には、4.2 節の静的載荷実験で得られた復元力特性を併せて示している．また、履歴モデル（LY2 モデル）と実験結果の復元力特性の整合性を確認する上において重要なパネルダンパーの累積履歴吸収エネルギーを表 5.3.2-1 に示す．また、各サイクルの履歴吸収エネルギーを表 5.3.2-2 に示す．ここで、累積履歴吸収エネルギーと各サイクルの履歴吸収エネルギーの算定については3章 3.2 節の図 3.2.5-1 に従い算出している^{5.2)}．

この結果、せん断耐力-せん断変形関係においては、履歴モデル LY2 はすべて実験を行った範囲（パネルダンパーの部材角（ γ ）=0.12）において比較的实验結果を追跡できていることが確認できる．

次に、パネルダンパーの履歴吸収エネルギーについては、実験を行った範囲（パネルダンパーの部材角（ γ ）=0.12）までの累積履歴吸収エネルギー $\sum W_{Pi}$ は、すべての履歴モデルにおいて解析値に対する実験値が 0.86 から 0.97 程度の範囲であった．この結果、履歴吸収エネルギーは、履歴モデル LY2 は実験結果と概ね対応出来ているものと考察される．さらに、実験を行った範囲（パネルダンパーの部材角（ γ ）=0.12）における各サイクルの履歴吸収エネルギーを確認すると解析値に対す実験値は、5 サイクル（パネルダンパーの部材角（ γ ）=0.02）程度の繰返しまでは、すべての履歴モデル LY2 は解析値の方が実験値より大きい傾向にあった．これは、4.4 節の FEM の結果で確認できたパネルダンパーを構成する上下のエンドプレートの厚さ、更にはパネルダンパーを取付ける場合の取付けボルト位置がパネルダンパーの初期剛性に影響することを、履歴モデル LY2 には反映されていないことが原因であると考察される．しかしながら、5 サイクル以降の繰返しにおいては、すべての履歴モデル LY2 は実験結果と概ね対応出来ている傾向にあった．つまり、履歴モデル LY2 は、弾性領域からパネル材が降伏を始める程度の領域の繰返しに対しては、実験結果との整合性は良くないものの、パネル材が完全に降伏した以降においては十分に実験結果を追跡できるものと考察される．また、パネルダンパーの初期段階における履歴吸収エネルギーは比較的小さいことや累積履歴吸収エネルギー $\sum W_{Pi}$ が概ね実験結果と対応出来ていることを踏まえると、初期段階の履歴吸収エネルギーが履歴モデル LY2 を用いた応答解析結果に与える影響は比較的小さいものと考察される．また、1 サイクル目については、すべての履歴モデル LY2 において解析値に対する実験値の整合性が取れていない結果であった．これは、実験ではパネルダンパーが弾性領域の繰返しに対しても微量ではあるが残留変形が生じ、その結果、計算上履歴吸収エネルギーが算出されるのに対して、解析ではパネルダンパーの弾性領域の繰返しに対しては直線的に履歴を描くため履歴吸収エネルギーはほぼ 0 と算出される違いである．

したがって、履歴モデルの LY2 は、概ね実験結果を再現できていることから、提案するパネルダンパーの履歴モデルとして妥当であると考察される．

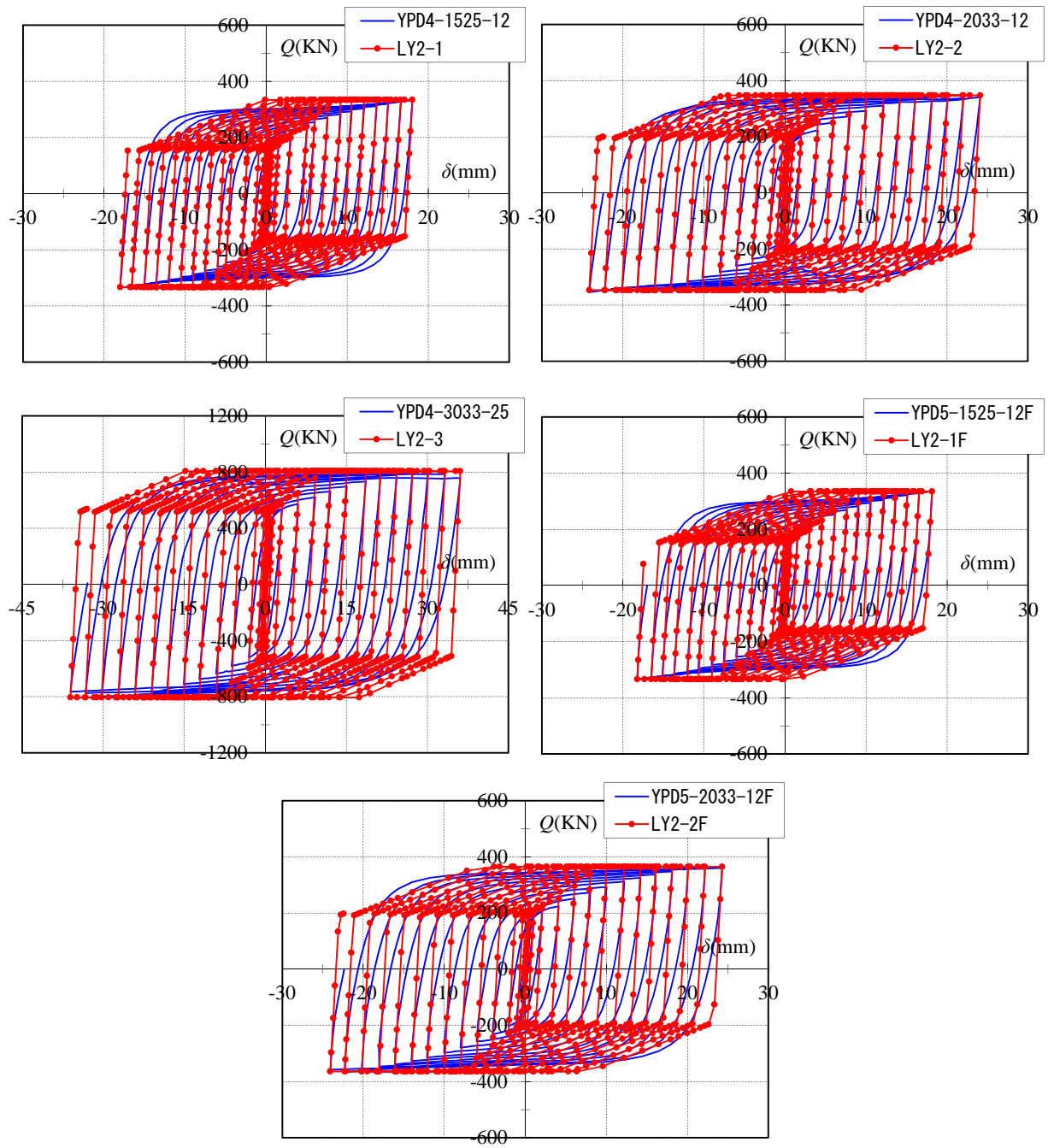


図 5.3.2-1 せん断耐力－せん断変形関係

表 5.3.2-1 累積履歴吸収エネルギー

履歴 モデル	ΣW_{Pi}		
	実験値	解析値	実験値 /解析値
	kN・mm	kN・mm	
LY2-1	110900	114493	0.97
LY2-2	161435	176713	0.91
LY2-3	556182	643490	0.86
LY2-1F	107941	113652	0.95
LY2-2F	162486	181595	0.89

表 5.3.2-2 (a) 各サイクルの履歴吸収エネルギー

サイ クル	LY2-1			LY2-2			LY2-3		
	W_{Pi}			W_{Pi}			W_{Pi}		
	実験値	解析値	実験値 /解析値	実験値	解析値	実験値 /解析値	実験値	解析値	実験値 /解析値
	kN・mm	kN・mm		kN・mm	kN・mm		kN・mm	kN・mm	
1	1.56	0.00	44751.34	2.25	0.00	64131.06	5.58	0.00	-126988.21
2	26.20	42.94	0.61	37.83	76.78	0.49	28.14	146.00	0.19
3	159.99	233.83	0.68	252.18	405.32	0.62	431.37	1362.60	0.32
4	508.43	661.57	0.77	802.02	1135.73	0.71	2649.07	4308.44	0.61
5	1437.44	1630.34	0.88	2169.59	2804.58	0.77	7880.03	10845.89	0.73
6	3092.77	3266.78	0.95	4047.15	4956.61	0.82	14714.64	19404.16	0.76
7	4385.33	4493.67	0.98	6314.01	7489.55	0.84	22390.85	28511.92	0.79
8	6013.84	6136.25	0.98	8876.32	10293.38	0.86	30946.53	38217.43	0.81
9	7873.71	8103.21	0.97	11705.75	13152.72	0.89	40823.48	48734.92	0.84
10	9642.71	9976.20	0.97	14440.78	15878.96	0.91	49876.30	57769.05	0.86
11	11578.06	11982.26	0.97	17280.31	18605.07	0.93	59430.93	67500.80	0.88
12	13569.08	14015.86	0.97	20385.57	21492.53	0.95	69575.36	77197.88	0.90
13	15514.32	15965.11	0.97	23179.30	24223.99	0.96	79306.71	86818.25	0.91
14	17569.10	18018.96	0.98	25310.89	26969.88	0.94	87308.95	96709.52	0.90
15	19527.86	19966.37	0.98	26631.24	29228.40	0.91	90813.66	105963.30	0.86

表 5. 3. 2-2 (b) 各サイクルの履歴吸収エネルギー

サイ クル	LY2-1F			LY2-2F		
	W_{Pi}			W_{Pi}		
	実験値	解析値	実験値 /解析値	実験値	解析値	実験値 /解析値
	kN・mm	kN・mm		kN・mm	kN・mm	
1	2.61	0.00	104039.50	3.34	0.00	1846730.42
2	12.43	37.51	0.33	25.59	77.01	0.33
3	120.87	226.82	0.53	169.46	405.48	0.42
4	451.72	673.19	0.67	712.74	1159.98	0.61
5	1315.38	1636.47	0.80	2020.90	2819.29	0.72
6	2571.35	2931.01	0.88	3788.74	4950.44	0.77
7	4097.22	4456.12	0.92	5950.02	7433.47	0.80
8	5756.44	6128.26	0.94	8423.29	10252.66	0.82
9	7526.38	7962.22	0.95	11308.73	13330.10	0.85
10	9431.04	9993.07	0.94	14166.31	16244.59	0.87
11	11428.69	12083.57	0.95	17033.38	19067.08	0.89
12	13354.91	14026.28	0.95	20073.33	22003.35	0.91
13	15369.25	16041.04	0.96	23158.78	24921.80	0.93
14	17227.18	17940.23	0.96	26408.75	27999.93	0.94
15	19275.74	20050.33	0.96	29242.95	30929.56	0.95

5. 3. 3 履歴モデルの初期剛性に実験値を用いた応答解析

5.3.2 節と同様に、汎用の解析ソフト SNAP の極低降伏点鋼制震ダンパー（以下、RLY2 と略記）モデルを用いて応答解析を行い、実験結果の復元力特性との整合性について比較検討する。ただし、RLY2 モデルの設定においては、初期剛性 (K_0) を実験結果で得られた第一サイクルの割線剛性とした。また、その他の設定において必要な降伏荷重 (f_y) は、パネルダンパーの降伏耐力 (cQ_y) とし、耐力上昇率 (θ) はパネルダンパーの降伏耐力 (cQ_y) に対する実験時に発生した最大耐力 ($E Q_{max}$) の比率 ($c\theta$) とした。また、5.3.1 節の図 5.3.1-1 で示す剛性低減率 α と β の値は履歴モデルの推奨値 ($\alpha=0.0$, $\beta=0.022$) をそのまま採用した。ここで、 cK と cQ_y については 4.2.1 節の表 4.2.1-1 に示す材料試験結果を用いて算出した値である。解析諸元を表 5.3.3-1 に示す。また、応答解析は変位制御で行い、その際の変位は 4.2 節の静的載荷実験を行った各試験体と同じ変位を用いた。

表 5.3.3-1 解析諸元

履歴 モデル	計算値	実験値		耐力上昇率	履歴モデル に対する試験体
	降伏耐力	初期剛性	最大耐力		
	$c Q_y$	$E K$	$E Q_{max}$	$c \theta$	
	kN	kN/mm	kN		
RLY2-1	152.13	384.82	333.68	2.193	YPD4-1525-12
RLY2-2	191.43	324.40	347.13	1.813	YPD4-2033-12
RLY2-3	512.46	369.92	806.14	1.573	YPD4-3033-25
RLY2-1F	150.91	284.07	334.48	2.216	YPD5-1525-12F
RLY2-2F	190.51	238.24	364.52	1.913	YPD5-2033-12F

5. 3. 4 履歴モデルの初期剛性に実験値を用いた応答解析結果

各解析モデルの解析結果から得られたせん断耐力-せん断変形関係を図 5.3.4-1 に示す．ここで、図の縦軸はパネルダンパーのせん断耐力 Q を、横軸はパネルダンパーのせん断変形量 δ を表している．さらに、図 5.3.4-1 には、4.2 節の静的載荷実験で得られた復元力特性を併せて示している．また、履歴モデル（RLY2 モデル）と実験結果の復元力特性の整合性を確認する上において重要なパネルダンパーの累積履歴吸収エネルギーを表 5.3.4-1 に示す．また、各サイクルの履歴吸収エネルギーを表 5.3.4-2 に示す．ここで、累積履歴吸収エネルギーと各サイクルの履歴吸収エネルギーの算定については 3 章 3.2 節の図 3.2.5-1 に従い算出している^{5.2)}．

この結果、せん断耐力-せん断変形関係においては、履歴モデル RLY2 はすべて実験を行った範囲（パネルダンパーの部材角（ γ ） ≈ 0.12 ）において比較的实验結果を追跡できていることが確認できる．

次に、パネルダンパーの履歴吸収エネルギーについては、実験を行った範囲（パネルダンパーの部材角（ γ ） ≈ 0.12 ）までの累積履歴吸収エネルギー $\sum W_{Pi}$ は、すべての履歴モデルにおいて解析値に対する実験値が 1.00 から 1.17 程度の範囲であった．この結果、履歴吸収エネルギーは、履歴モデル RLY2 は実験結果と概ね対応出来ているものと考察される．

さらに、実験を行った範囲（パネルダンパーの部材角（ γ ） ≈ 0.12 ）における各サイクルの履歴吸収エネルギーを確認すると解析値に対す実験値は、3 サイクル（パネルダンパーの部材角（ γ ） ≈ 0.005 ）程度の繰返しまでは、すべての履歴モデル RLY2 は実験値の方が解析値より大きい傾向にあった．これは、パネルダンパーの初期段階においては 6.2.2 節でも述べたように、実験ではパネルダンパーが弾性領域の繰返しに対しても微量ではあるが残留変形が生じ、その結果、計算上履歴吸収エネルギーが算出されるのに対して、解析ではパネルダンパーの弾性領域の繰返しに対しては直線的に履歴を描くため履歴吸収エネルギーはほぼ 0 と算出される違いであり、この影響が大きいものと考察される．しかしながら、履歴モデル LY2 モデルに比べると初期段階から実験値と解析値の整合性が良くなっていることが確認される．また、3 サイクル以降の繰返しにおいては、すべての履歴モデル RLY2 は実験結果と概ね対応出来ている傾向にあった．つまり、履歴モデル RLY2 は、パネル材の弾性領域から完全に降伏した以降においても十分に実験結果を追跡できるものと考察される．

したがって、履歴モデルの RLY2 は、6.2.1 節で示した履歴モデル LY2 と同様に概ね実験結果を再現できていることから、提案するパネルダンパーの履歴モデルとして妥当であると考察される．すなわち、パネルダンパーの履歴モデルにおいては、4.4 節で確認した初期剛性の影響は比較的小さいものと考察される．

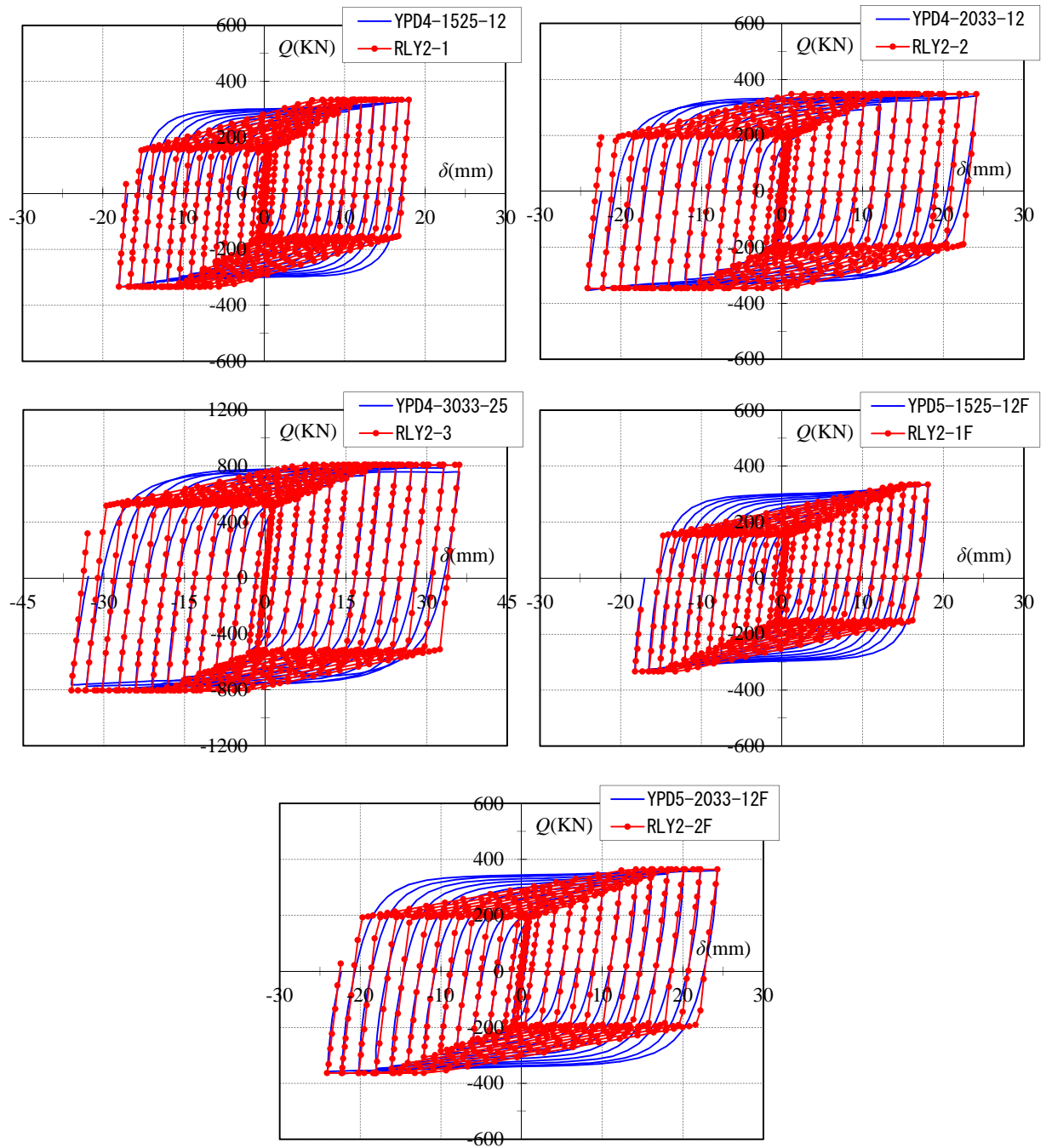


図 5.3.4-1 セン断耐力－せん断変形関係

表 5.3.4-1 累積履歴吸収エネルギー

履歴 モデル	ΣW_{Pi}		
	実験値	解析値	実験値 /解析値
	kN・mm	kN・mm	
RLY2-1	110900	103297	1.07
RLY2-2	161435	160743	1.00
RLY2-3	556182	555955	1.00
RLY2-1F	107941	92295	1.17
RLY2-2F	162486	147640	1.10

表 5.3.4-2 (a) 各サイクルの履歴吸収エネルギー

サイ クル	RLY2-1			RLY2-2			RLY2-3		
	W_{Pi}			W_{Pi}			W_{Pi}		
	実験値	解析値	実験値 /解析値	実験値	解析値	実験値 /解析値	実験値	解析値	実験値 /解析値
	kN・mm	kN・mm		kN・mm	kN・mm		kN・mm	kN・mm	
1	1.56	0.00	-1245.55	2.25	0.00	977.88	5.58	0.01	507.57
2	26.20	-0.06	-414.07	37.83	-0.03	-1267.92	28.14	-0.05	-562.76
3	159.99	166.89	0.96	252.18	250.45	1.01	431.37	176.04	2.45
4	508.43	578.22	0.88	802.02	926.85	0.87	2649.07	2609.35	1.02
5	1437.44	1480.00	0.97	2169.59	2437.56	0.89	7880.03	8358.35	0.94
6	3092.77	2953.72	1.05	4047.15	4300.89	0.94	14714.64	15415.85	0.95
7	4385.33	4032.03	1.09	6314.01	6415.96	0.98	22390.85	22666.67	0.99
8	6013.84	5444.88	1.10	8876.32	8788.26	1.01	30946.53	30699.37	1.01
9	7873.71	7109.91	1.11	11705.75	11398.53	1.03	40823.48	39952.73	1.02
10	9642.71	8749.11	1.10	14440.78	14087.09	1.03	49876.30	48524.31	1.03
11	11578.06	10631.96	1.09	17280.31	16803.90	1.03	59430.93	58175.28	1.02
12	13569.08	12657.96	1.07	20385.57	19693.84	1.04	69575.36	67856.67	1.03
13	15514.32	14607.84	1.06	23179.30	22425.95	1.03	79306.71	77469.62	1.02
14	17569.10	16664.04	1.05	25310.89	25173.61	1.01	87308.95	87414.24	1.00
15	19527.86	18221.00	1.07	26631.24	28039.98	0.95	90813.66	96636.58	0.94

表 5.3.4-2 (b) 各サイクルの履歴吸収エネルギー

サイ クル	RLY2-1F			RLY2-2F		
	W_{Pi}			W_{Pi}		
	実験値	解析値	実験値 /解析値	実験値	解析値	実験値 /解析値
	kN・mm	kN・mm		kN・mm	kN・mm	
1	2.61	0.00	-1737.39	3.34	-0.01	-490.34
2	12.43	-0.01	-975.18	25.59	0.01	3171.00
3	120.87	101.03	1.20	169.46	131.38	1.29
4	451.72	495.55	0.91	712.74	773.91	0.92
5	1315.38	1348.79	0.98	2020.90	2205.44	0.92
6	2571.35	2429.37	1.06	3788.74	3923.98	0.97
7	4097.22	3644.24	1.12	5950.02	5806.19	1.02
8	5756.44	4926.55	1.17	8423.29	7872.20	1.07
9	7526.38	6283.76	1.20	11308.73	10252.22	1.10
10	9431.04	7801.00	1.21	14166.31	12633.22	1.12
11	11428.69	9486.59	1.20	17033.38	15081.15	1.13
12	13354.91	11142.07	1.20	20073.33	17831.71	1.13
13	15369.25	12957.58	1.19	23158.78	20687.75	1.12
14	17227.18	14781.27	1.17	26408.75	23749.78	1.11
15	19275.74	16897.21	1.14	29242.95	26691.50	1.10

5. 4 結論

実際の建物にダンパーを制震要素として組込む場合には、地震挙動に対して建物が耐震設計上安全であることを確認するために地震応答解析を行う必要があり、その際には、制震要素であるダンパーの履歴モデルを用いなければならない。本章では、提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーに適用する履歴モデルの検討を行なった。まず、3章で示した実験結果を踏まえて鋼棒ダンパーの復元力特性を完全弾塑性型と仮定し、既往の履歴モデル用いて応答解析を行い実験結果と比較し鋼棒ダンパーの履歴モデルの妥当性について検討を行った。次に、4章で示した実験結果を踏まえて提案するパネルダンパーの復元力特性として、材料の歪硬化の影響によって繰り返すごとに耐力が上昇することを考慮した既往の履歴モデル用いて応答解析を行い実験結果と比較し提案するダンパーの履歴モデルの妥当性について検討を行った。本章で得られた知見を以下に示す。

- 1) 軸方向力－軸変形関係においては、履歴モデルはすべて軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% までは比較的实验結果を追跡できていることが確認できた。
- 2) 履歴モデルの累積履歴吸収エネルギー ΣW_{Pi} は実験結果と概ね一致する結果であった。
- 3) 履歴モデルの各サイクルにおける履歴吸収エネルギーは実験結果と概ね一致する結果であった。
- 4) 軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% 以降の変形については、実験値が解析値を若干上回る傾向がある。
- 5) せん断耐力－せん断変形関係においては、既往の履歴モデルはすべて実験を行った範囲（パネルダンパーの部材角（ γ ） ≈ 0.12 ）において比較的实验結果を追跡できていることが確認できた。
- 6) 履歴モデルの累積履歴吸収エネルギー ΣW_{Pi} は実験結果と概ね一致する結果であった。
- 7) 履歴モデルの各サイクルにおける履歴吸収エネルギーは、履歴モデルの初期剛性の違いによって弾性領域からパネル材が降伏を始める程度の領域の繰り返しに対しては、若干差異が生じる傾向を示すものの、パネル材が完全降伏した以降においては履歴モデルの初期剛性の違いに関係なく十分に実験結果を追跡できていることが確認できた。

以上の結果、提案する鋼棒ダンパーの履歴モデルとしては、完全弾塑性型と仮定した既往の履歴モデルによって十分に実験結果を再現できていることから、提案する鋼棒ダンパーの履歴モデルとして妥当であることが確認できた。ただし、実際に鋼棒ダンパーを制震要素として建物に組込む場合には、本章で確認した応答解析結果で軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% 以降の変形においては、実験値が解析値を若干上回る傾向があることを踏まえると、提案する鋼棒ダンパーの使用限界としては軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% の軸変形までとして設計することが妥当であると判断される。

また、提案するパネルダンパーの既往の履歴モデルについては、設定する初期剛性の違いによってパネルダンパーの初期段階における履歴吸収エネルギーに差異が認められる傾

向を示すものの、その差異は小さいため既往の履歴モデルを用いた応答解析結果に与える影響は比較的小さいと考察される。また、累積履歴吸収エネルギー ΣW_{Pi} が概ね実験結果と対応出来ていることを踏まえると、提案するパネルダンパーの履歴モデルとして既往の履歴モデルを用いることは妥当であると考察される。また、鋼棒ダンパーとパネルダンパーに対して行った応答解析の履歴モデルは部分的に実験結果と対応していない傾向を示したものの、既往の履歴モデルは実験結果の履歴に対して内挿する傾向にあったことから安全側の評価ができたものと考察される。

したがって、本章の検討および結論は、特定のモデルに対するものであることを念頭に置き、今後の実構造物に対する設計段階に向けては更なる検討の必要性がある。しかしながら、本章で示した一連の研究を通して、提案する鋼棒ダンパーとパネルダンパーを既往の履歴モデルで評価できる妥当性を確認できたとともに、実際の建物にダンパーとして組込む制震部材として必要となる基礎的データの蓄積を行うことができた。

参考文献

- 5.1) 榊構造計画研究所：任意形状立体フレームの弾塑性解析 SNAP_{Ver.6} テクニカルマニュアル.2012.9
- 5.2) 井上一朗：建築構造の理論と設計，京都大学学術出版会,pp.1-45,2003.8

第6章 実建物を想定したモデルによる地震応答解析

第6章 実建物を想定したモデルによる地震応答解析

6. 1 はじめに

本研究では、制震構造に適用する制震部材として鋼棒ダンパーとパネルダンパーを提案し、各々実験的検証による性能確認と制震設計の際に用いる履歴モデルの検討について行ってきた。その結果、本研究で提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーは、制震部材として適用できる性能を有していること、さらには、既往の履歴モデルを用いることで制震設計が可能であることが確認できた。しかしながら、実際の建物に本研究で提案したダンパーを制震要素として組込む場合には、地震挙動に対して建物が耐震設計上安全であることを確認しておく必要がある。そこで、本章では実建物を想定した主架構モデルを作成し、架構のみのモデルと架構に鋼棒ダンパーとパネルダンパーを組込んだモデルに対してそれぞれ地震応答解を行い、本研究で提案したダンパーの制震効果と制震設計に用いる際に使用する履歴モデルの妥当性について検討を行うこととする。

6. 2 制震要素としてダンパーを適用した地震応答解析

6. 2. 1 実建物を想定した架構と設計用入力地震動

提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーを実建物に適用した場合における制震部材としての妥当性について検証する．実建物を想定した架構モデルは，日本免震構造協会が作成した10層のテーマストラクチャー^{6.1)}のトリムタイプを用いる．図6.2.1-1に10層の架構モデル概要図を示す．また，架構モデルの柱・梁部材リストを表6.2.1-1に示す．

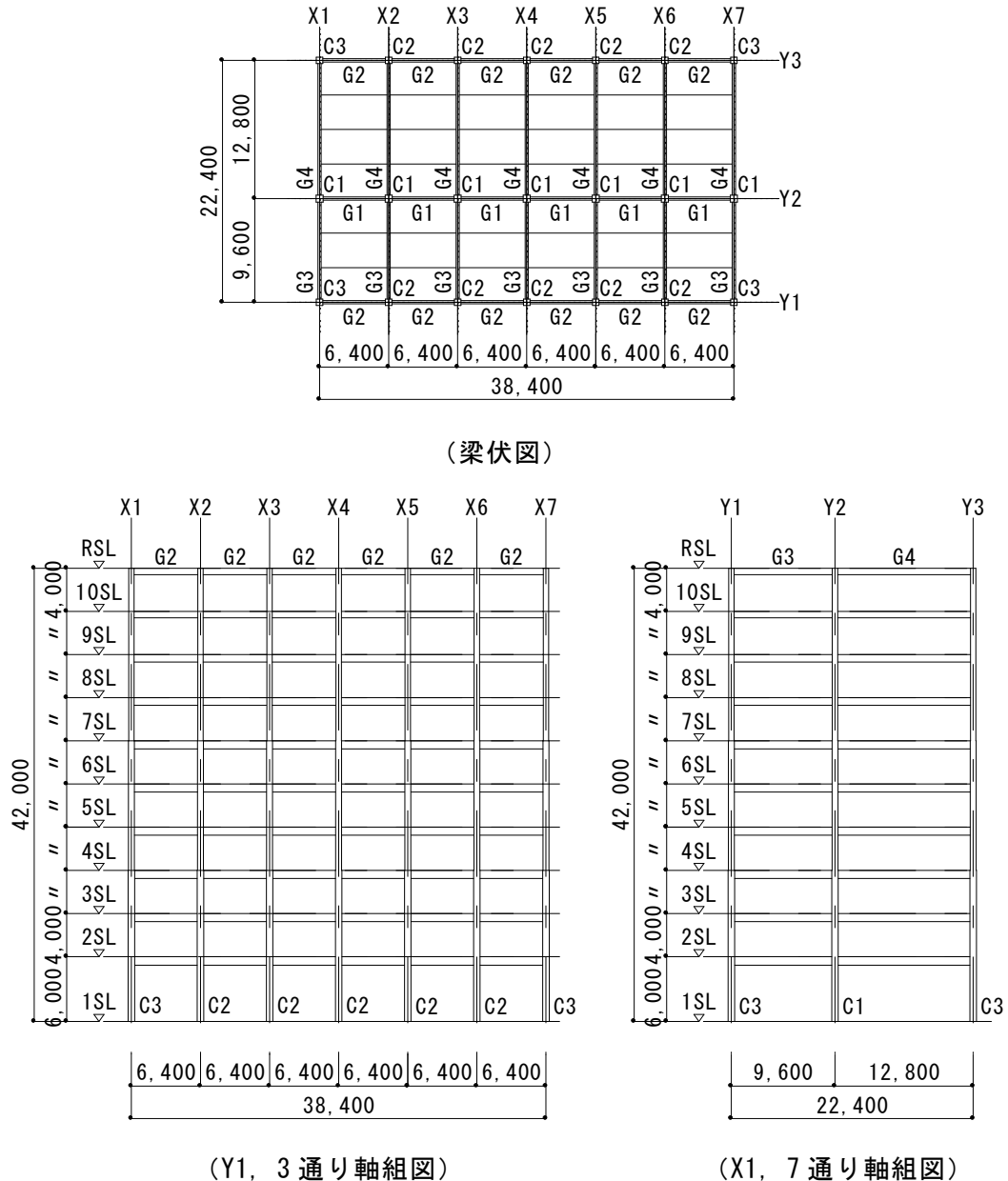


図 6.2.1-1 10層架構モデル概要図

表 6.2.1-1 (a) 柱部材リスト

階数	C1			C2			C3		
	<i>B</i>	<i>H</i>	<i>t</i>	<i>B</i>	<i>H</i>	<i>t</i>	<i>B</i>	<i>H</i>	<i>t</i>
	幅	高さ	厚さ	幅	高さ	厚さ	幅	高さ	厚さ
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
9-10	350	350	25	350	350	25	350	350	16
8	400	400	25	350	350	25	350	350	16
7	400	400	28	350	350	28	350	350	16
5-6	450	450	25	400	400	25	400	400	19
4	450	450	28	400	400	25	400	400	19
3	500	500	28	450	450	25	450	450	19
2	500	500	28	450	450	25	450	450	19
1	500	500	36	450	450	36	450	450	28

表 6.2.1-1 (b) 梁部材リスト

階数	G1				G2			
	<i>B</i>	<i>H</i>	<i>t₁</i>	<i>t₂</i>	<i>B</i>	<i>H</i>	<i>t₁</i>	<i>t₂</i>
	幅	高さ	ウェブ厚	フランジ厚	幅	高さ	ウェブ厚	フランジ厚
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
R	450	200	9	16	450	200	9	12
10	450	300	9	16	450	200	12	19
9	500	300	12	19	500	300	9	16
8	500	350	12	19	500	300	12	19
7	500	350	12	22	500	300	12	22
6	500	350	12	22	500	300	12	22
5	500	350	16	25	500	300	16	25
4	500	350	16	28	500	300	16	25
3	500	350	16	28	500	300	16	25
2	500	350	16	32	500	300	16	28

階数	G3				G4			
	<i>B</i>	<i>H</i>	<i>t₁</i>	<i>t₂</i>	<i>B</i>	<i>H</i>	<i>t₁</i>	<i>t₂</i>
	幅	高さ	ウェブ厚	フランジ厚	幅	高さ	ウェブ厚	フランジ厚
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
R	450	300	16	28	450	350	16	32
10	450	300	12	19	450	300	16	28
9	500	300	12	25	500	300	16	32
8	500	300	12	25	500	300	16	32
7	500	350	12	25	500	350	16	32
6	500	350	16	28	500	350	16	32
5	500	350	16	28	500	350	16	36
4	500	350	16	32	500	350	16	36
3	500	350	16	32	500	350	16	36
2	500	350	16	36	500	350	16	36

また、10層架構モデルの構造計画条件と主架構のモデル化については、日本免震構造協会が作成した10層のテーマストラクチャー^{7.1)}を基本とする。以下に、10層架構モデルの構造計画条件と主架構のモデル化を示す。

構造計画条件

- ・主架構は鉄骨造とし、X方向 Y方向ともに純ラーメン構造とする。
- ・柱部材は箱形組立断面のビルト BOX とし、梁部材は H 形組立断面のビルト H とする。また、柱部材と梁部材の材質は SN490 クラスとする。
- ・床は 1 階を除く全階に対してデッキスラブ構造とし、デッキ山 75mm+上部コンクリート厚 80mm とした。
- ・設定した床の単位荷重は文献 7.1 テーマストラクチャーに示す単位荷重を反映した。
- ・地震力は建築基準法施行令による。
- ・振動特性係数 R_t の算出における固有周期は解析モデルの清算値を用いる。ただし、振動特性係数 R_t の下限値は $T=0.03H$ (H : 建物高さ) より求められる固有周期 T によって算出される値の 3/4 とする。
- ・地盤種別は第 2 種地盤とする。
- ・部材の設定に際しては建築基準法令の許容応力度設計、層間変形角の規定、保有水平耐力の確認等を考慮している。

主架構のモデル化

- ・建物の 1 階柱脚は完全固定とし、基礎の浮き上がりは考慮していない。
- ・柱と梁の材端は弾塑性バネを有する線材に置換する。
- ・部材の復元力特性はバイリニアモデルとし、二次勾配は弾性剛性の 1/1000 とする。
- ・梁の剛性はスラブとの合成効果を考慮し、スラブ片側については剛性割増係数を 1.5 とし、スラブ両側については剛性割増係数を 2.0 とする。
- ・解析は X 方向のみとし、水平外力による建物のねじれを拘束し、長手方向の並進変形のみを考慮している。
- ・梁の横座屈は考慮していない。

次に、地震応答解析に用いる設計用入力地震動は BCJ-L2 原波とした。BCJ-L2 原波の地震波形（加速度）を図 6.2.1-2 に示す。解析時間は 120 秒とし、減衰は瞬間剛性比例型減衰とし、減衰定数を 1 次の固有振動数に対して 2% になるように設定した。また、地震応答解析には汎用の解析ソフト「任意形状立体フレームの弾塑性解析 SNAP_{Ver.6}」^{6.2)} (以下, SNAP と略記) を用い、上記に示した条件のもと架構モデル作成し解析を行うものとする。

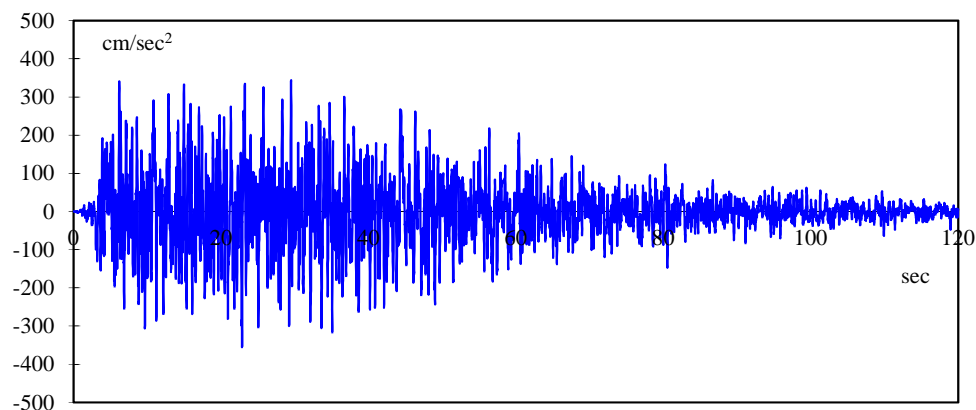


図 6.2.1-2 BCJ-L2 原波の地震波形（加速度）

6. 2. 2 実建物を想定した架構に鋼棒ダンパーを組込んだ地震応答解析

提案した鋼棒ダンパーを実建物に適用した場合に対して地震応答解析を行い、鋼棒ダンパーを適用した場合の制震効果について検討を行う。地震応答解析は、6.2.1 節で示した架構モデルに本研究で提案した鋼棒ダンパー組込んだ場合を対象として行う。架構モデルに組込む鋼棒ダンパーは、目標層間変形角が $1/125$ となるように設定し各層に配置した。鋼棒ダンパーの構成図を図 6.2.2-1 に示す。また、図 6.2.2-2 に鋼棒ダンパー配置図を示す。さらに、架構モデルの各層に配置した鋼棒ダンパーの弾塑性部にあたる軸力伝達鋼棒の形状一覧を表 6.2.2-1 に示す。次に、地震応答解析を行う際に用いる鋼棒ダンパーの履歴モデルは、5 章で示した BL2 モデルとした。BL2 モデルを図 6.2.2-3 に示す。また、BL2 モデルに設定する解析諸元を表 6.2.2-2 に示す。ここで、解析に適用した鋼棒ダンパーの初期剛性 K_{02} は、架構の階高をもとに算出した値を用いた。また、本解析においては鋼棒ダンパーを取付ける接合部の剛性は考慮していない。

以上のような条件のもと地震応答解析を行った。

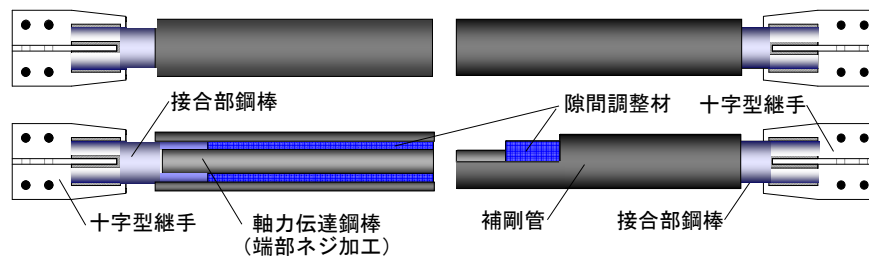


図 6.2.2-1 鋼棒ダンパー構成図

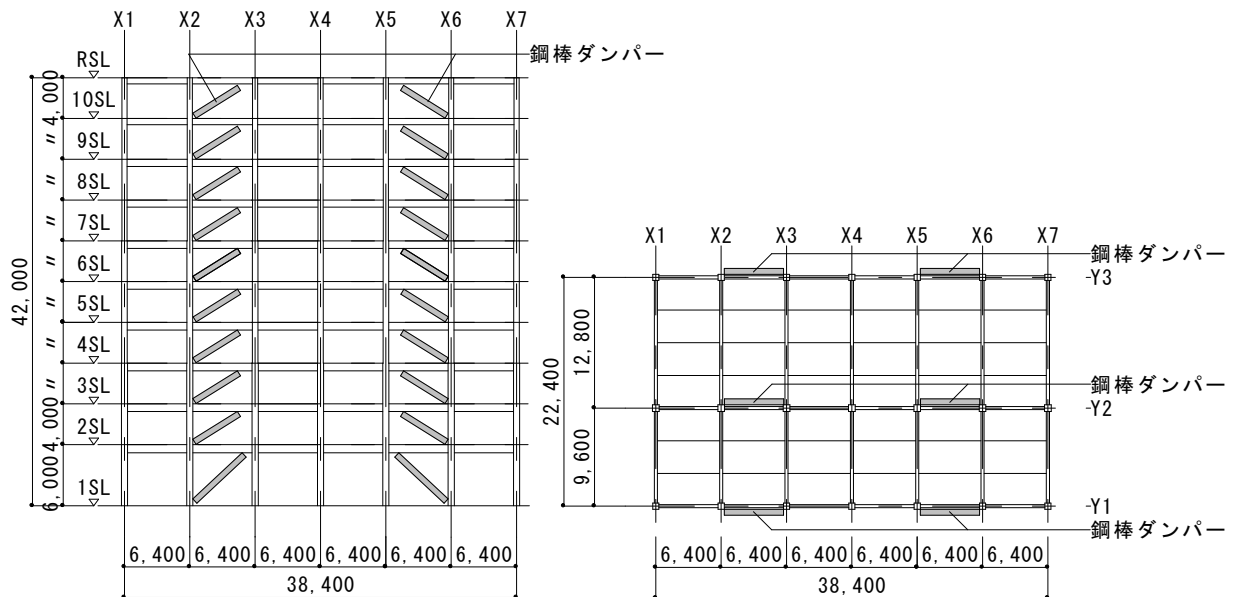


図 6.2.2-2 鋼棒ダンパー配置図

表 6. 2. 2-1 軸力伝達鋼棒形状一覧

階	材質	軸径	断面積	ダンパー部長さ
		ϕ	A	L
		mm	mm	mm
10	SNR400B	47.50	1772.05	7547.00
9		51.50	2083.07	7547.00
8		59.50	2780.51	7547.00
7		67.50	3578.47	7547.00
6		67.50	3578.47	7547.00
5		75.40	4465.11	7547.00
4		79.40	4951.43	7547.00
3		71.40	4003.93	7547.00
2		75.40	4465.11	7547.00
1		75.40	4465.11	8772.00

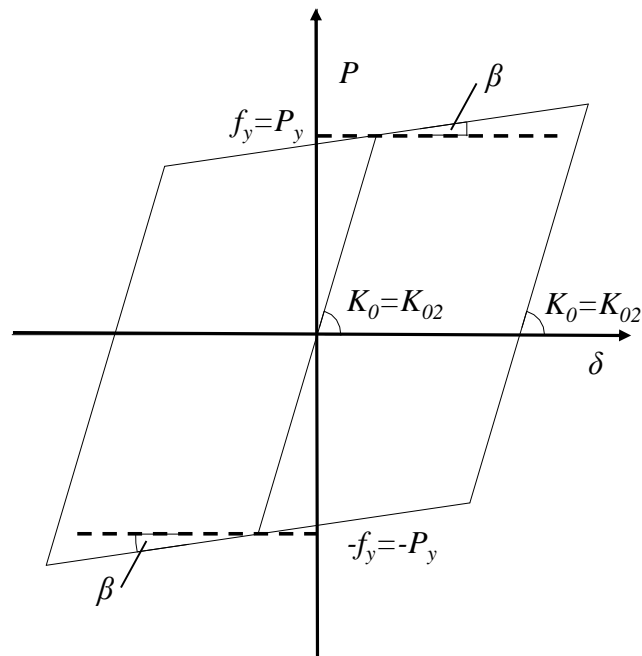


図 6. 2. 2-3 BL2 モデル

表 6. 2. 2-2 解析諸元

階	剛性	降伏荷重	降伏後剛性低下率
	K_0	P_y	β
	kN/mm	kN	
10	48.13	416.43	0.032
9	56.58	489.52	0.032
8	75.53	653.42	0.032
7	97.20	840.94	0.032
6	97.20	840.94	0.032
5	121.29	1049.30	0.032
4	134.50	1163.59	0.032
3	108.76	940.92	0.032
2	121.29	1049.30	0.032
1	104.35	1049.30	0.032

6. 2. 3 実建物を想定した架構に鋼棒ダンパーを組込んだ地震応答解析結果

提案した鋼棒ダンパーを実建物に適用した場合の制震効果を検証するために地震応答解析を行なった。地震応答解析の結果を図 6.2.3-1 に示す。ここで、図 6.2.3-1 には、入力地震動によって建物に入力された各層のせん断力と加速度の分布、さらに、建物の変形挙動を表す各層の変位と層間変形角の分布を示している。また、それぞれの図 6.2.3-1 には比較のために架構のみの地震応答解析結果も併せて示している。また、入力地震動を受けることによって建物を構成している架構部分と鋼棒ダンパーが吸収した累積塑性エネルギーの関係を図 6.2.3-2 に示す。ここで、図 6.2.3-2 には、比較のために架構のみの地震応答解析結果も併せて示している。さらに、地震応答解析が終了した時点における架構の機構図を図 6.2.3-3 に示す。また、図 6.2.3-3 には、入力地震動によって生じたヒンジ形成箇所を架構に示している。

この結果、入力地震動によって建物に入力された各層毎のせん断力と加速度については、概ね架構のみの地震応答解析結果と同様の結果を示す傾向にあった。また、建物に入力された各層毎の変位については、架構のみの地震応答解析結果に比べると約 1/2 程度に変形を抑えられている結果であった。さらに、層間変形角についても応答値が目標層間変形角とした 1/125 程度の範囲に収まっていることが確認できた。

次に、入力地震動を受けることによって建物を構成している架構部分と鋼棒ダンパーが吸収した累積塑性エネルギーの結果を見てみると、建物への入力地震エネルギーの大部分が鋼棒ダンパーの累積塑性エネルギーとなっていることが確認される。また、架構部分の累積塑性エネルギーについては、架構のみの地震応答解析結果と比較すると大幅に小さくなっていることが確認される。

また、図 6.2.3-3 示す機構図を見ると、架構のみの地震応答解析結果は、Y1 通りと Y3 通りについては 2 階から 7 階の梁にヒンジが形成され、Y2 通りについては 2 階から 10 階の梁にヒンジが形成されていることが確認できた。一方、提案した鋼棒ダンパーを実建物に適用した場合の地震応答解析結果では、架構のみの地震応答解析結果で確認されたヒンジが Y1 通りと Y3 通りについては形成されておらず、さらに、Y2 通りについても 2 階から 6 階わたって数箇所ヒンジが形成されているものの大幅にヒンジの形成が少なくなっていることが確認された。このことから、本解析に用いた架構に鋼棒ダンパーを適用した場合においては、入力地震動に対して鋼棒ダンパーが効率良く地震エネルギーを吸収し、さらに、主架構は概ね弾性範囲内で抑えることができたものと考察される。

以上の結果、本研究で提案した鋼棒ダンパーは、建物に組込む制震部材として十分に制震効果が期待できることを確認できた。

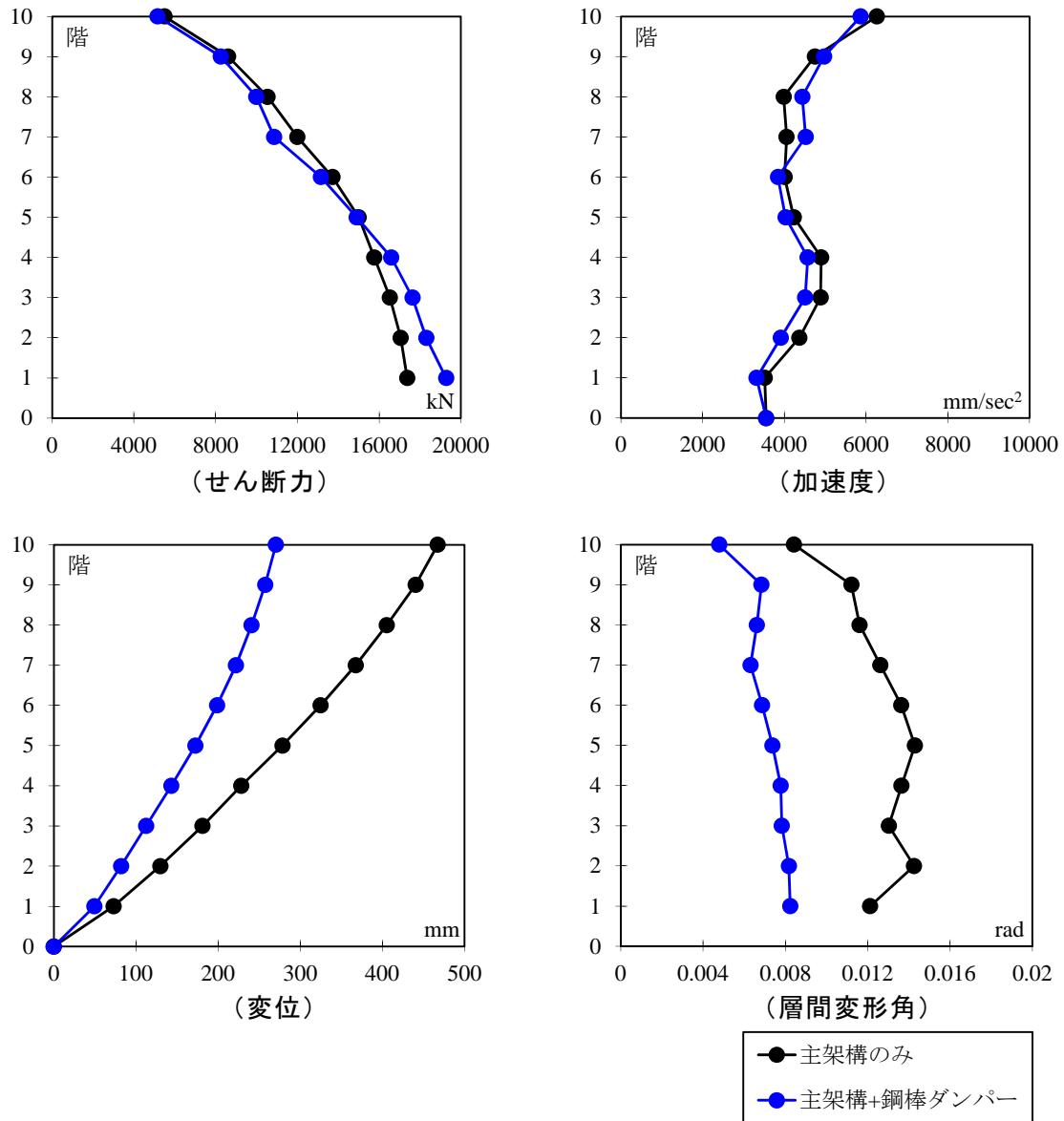


図 6.2.3-1 地震応答解析結果

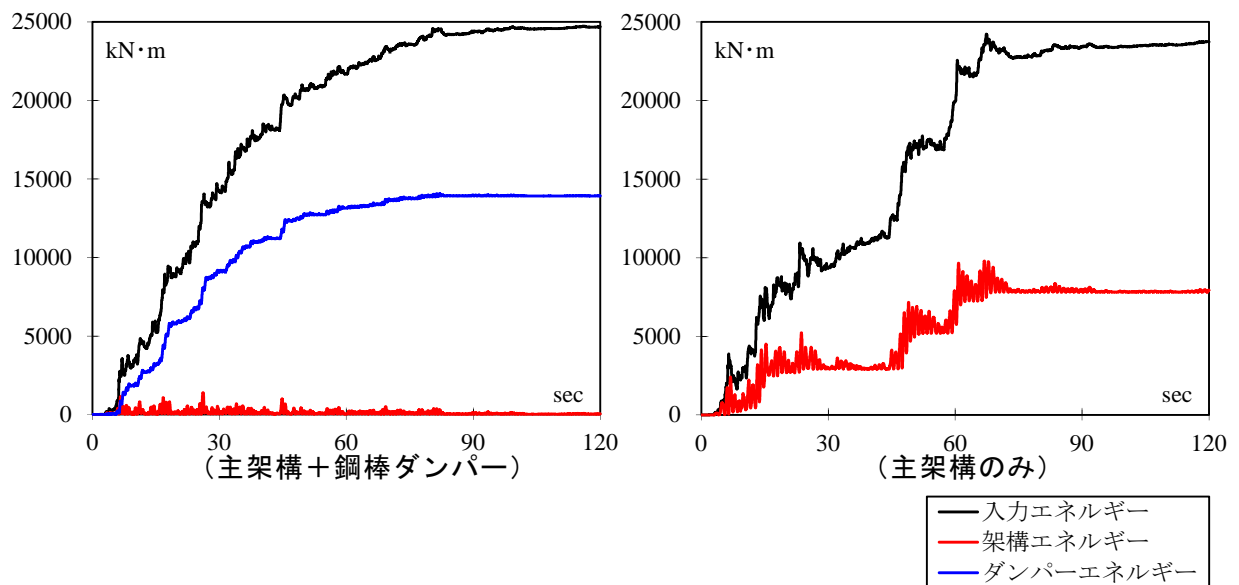


図 6.2.3-2 累積塑性エネルギー

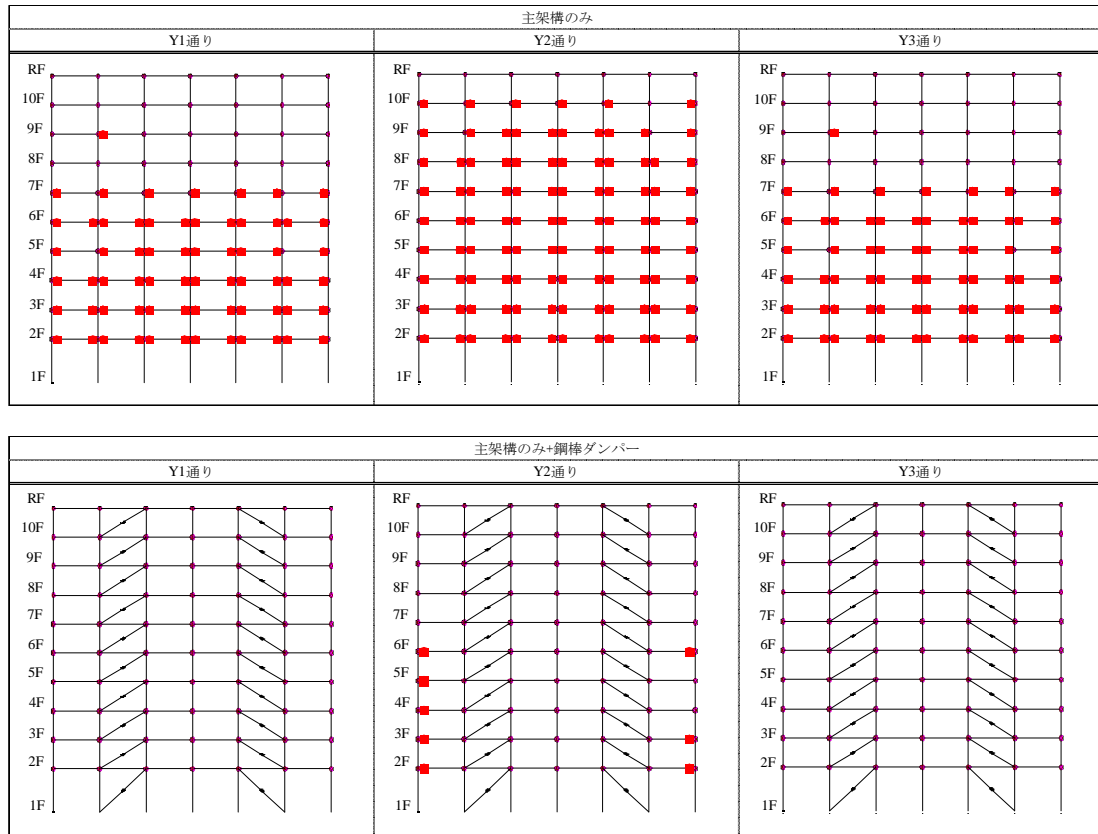


図 6. 2. 3-3 地震応答解析終了時の機構図

6. 2. 4 実建物を想定した架構にパネルダンパーを組込んだ地震応答解析

本研究で提案したパネルダンパーは、4章の実験的研究において十分な性能を有することを確認した。さらに、実建物に適用する場合の設計において用いるパネルダンパーの履歴モデルの検討を5章で検討した。その結果、設計に用いる履歴モデルには、実験的研究で見られた初期剛性の影響は小さくパネルダンパーを構成している材料から算定した初期剛性をそのまま反映しても概ね評価できることが確認された。しかしながら、パネルダンパーの初期剛性が履歴モデルに与える影響が小さいことは確認できたものの、実際の建物に適用した場合に対して、履歴モデルの初期剛性の設定の違いによる建物への影響は確認できていない。

そこで、実際の建物に適用した場合に対して地震応答解析を行い、パネルダンパーを適用した場合の制震効果について検討する。さらに、地震応答解析を行う際に用いる履歴モデルにおいて、履歴モデルを設定する初期剛性の違いが建物の応答性状に与える影響についても確認する。地震応答解析は、6.2.1節で示した架構モデルに本研究で提案したパネルダンパー組込んだ場合を対象として行う。架構モデルに組込むパネルダンパーは、目標層間変形角が $1/125$ となるように設定し各層に配置した。パネルダンパーの構成図を図 6.2.4-1 に示す。また、図 6.2.4-2 にパネルダンパー配置図を示す。さらに、架構モデルの各層に配置したパネルダンパーと間柱の形状一覧を表 6.2.4-1 に示す。

次に、地震応答解析を行う際に用いるパネルダンパーの履歴モデルは、5章で示した LY2 モデルと、初期剛性の違いによる建物への影響を確認するために LY2 モデルの初期剛性の設定を変えた RLY2-N モデルと RLY2-F モデルとした。また、RLY2-N モデルと RLY2-F モデルの初期剛性は、実験結果で確認された計算値初期剛性（材料から算定した初期剛性）に対する実験結果の初期剛性の剛性低減率を用いている。履歴モデルである LY2 モデルを図 6.2.4-3 に示す。また、履歴モデルに設定する解析諸元を表 6.2.4-2 に示す。

以上のような条件のもと地震応答解析を行った。

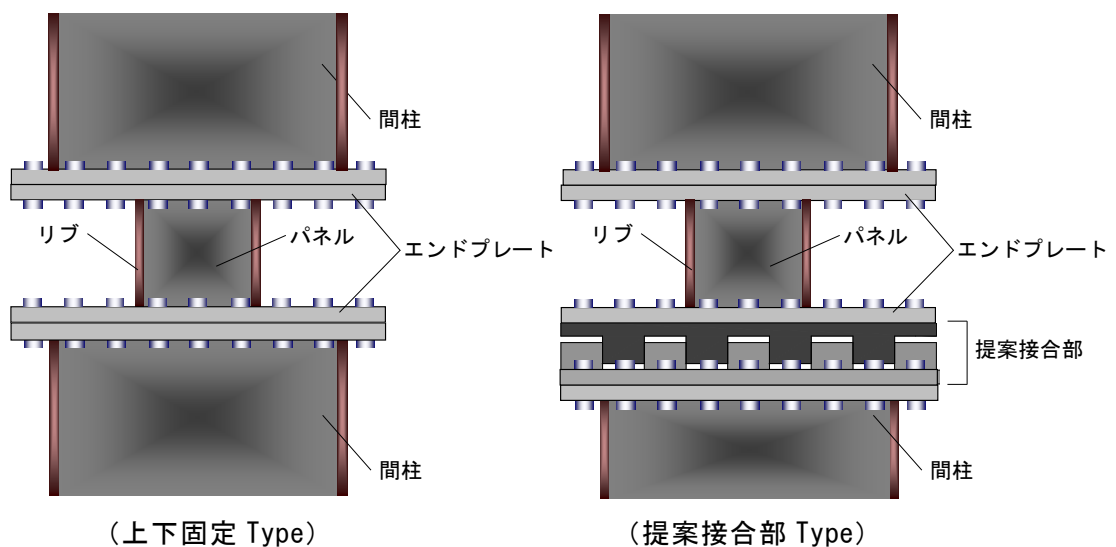


図 6.2.4 パネルダンパー構成図

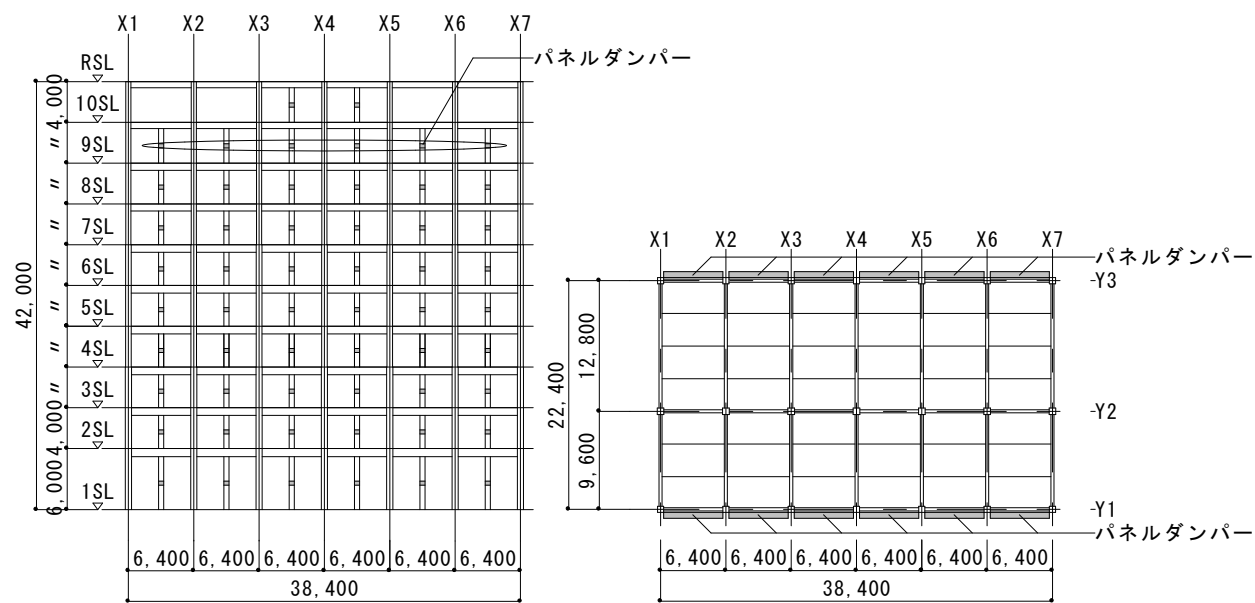


図 6.2.4-2 パネルダンパー配置図

図 6.2.4-1 パネルダンパーと間柱の形状一覧

階	パネル					リブプレート					間柱	
	材質	幅	高さ	板厚	断面積	材質	幅	高さ	板厚	断面積	材質	形状
		PW	PH	Pt	PA		RW	RH	Rt	RA		
		mm	mm	mm	mm		mm	mm	mm	mm		
10	LY225	200.00	200.00	6.00	1200.00	SN400B	100.00	200.00	12.00	1200.00	SN490級	BH-500x200xx12x16
9		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-500x200xx12x19
8		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-500x300xx12x22
7		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-500x300xx12x22
6		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-500x300xx12x25
5		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-500x300xx12x25
4		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-500x300xx12x25
3		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-500x300xx12x28
2		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-500x300xx12x28
1		200.00	200.00	6.00	1200.00		100.00	200.00	12.00	1200.00		BH-800x300xx12x32

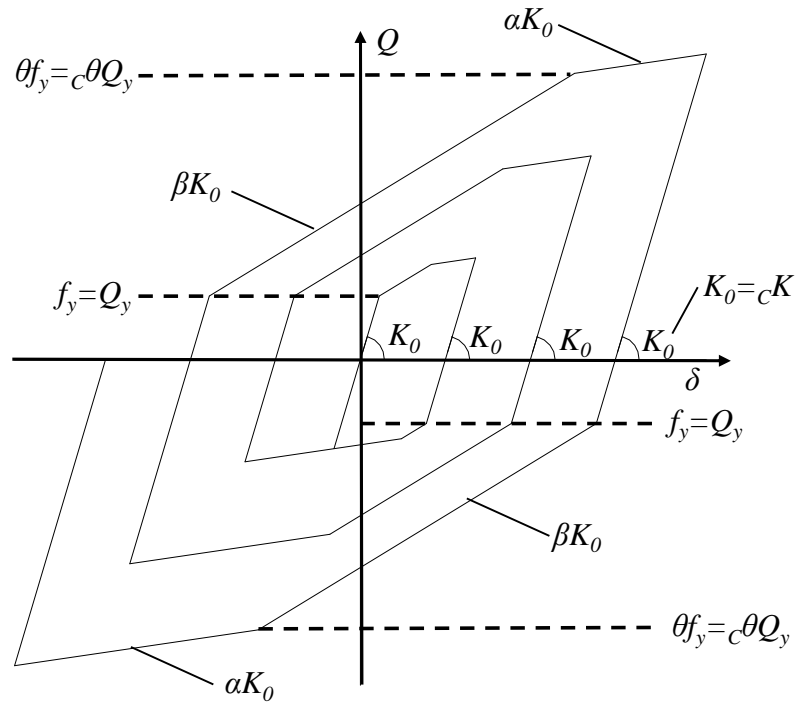


図 6.2.4-3 LY2 モデル

表 6.2.4-2 解析諸元

階	LY2モデル			RLY2-Nモデル			RLY2-Fモデル		
	上下固定type			上下固定type			提案接合部type		
	剛性	降伏耐力	耐力上昇率	剛性	降伏耐力	耐力上昇率	剛性	降伏耐力	耐力上昇率
	cK	Q_y	$c\theta$	cK	Q_y	$c\theta$	cK	Q_y	$c\theta$
	kN/mm	kN		kN/mm	kN		kN/mm	kN	
10	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
9	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
8	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
7	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
6	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
5	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
4	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
3	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
2	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913
1	481.93	153.31	1.813	303.62	153.31	1.813	221.69	153.31	1.913

6. 2. 5 実建物を想定した架構にパネルダンパーを組み込んだ地震応答解析結果

実際の建物に適用した場合に対して地震応答解析を行い、パネルダンパーを適用した場合の制震効果と地震応答解析を行う際に用いる履歴モデルにおいて、履歴モデルを設定する初期剛性の違いが建物の応答性状に与える影響について検討を行なった。地震応答解析の結果を図 6.2.5-1 に示す。ここで、図 6.2.5-1 には、入力地震動によって建物に入力された各層のせん断力と加速度の分布、さらに、建物の変形挙動を表す各層の変位と層間変形角の分布を示している。また、図 6.2.5-1 には比較のために架構のみの地震応答解析結果も併せて示している。また、入力地震動を受けることによって建物を構成している架構部分とパネルダンパーが吸収した累積塑性エネルギーの関係を図 6.2.5-2 に示す。ここで、図 6.2.5-2 には、比較のために架構のみの地震応答解析結果も併せて示している。さらに、地震応答解析が終了した時点における架構の機構図を図 6.2.5-3 に示す。また、図 6.2.5-3 には、入力地震動によって生じたヒンジ形成箇所を架構に示している。

この結果、入力地震動によって建物に入力された各層毎のせん断力と加速度については、概ね架構のみの地震応答解析結果と同様の結果を示す傾向にあった。また、建物に入力された各層毎の変位については、架構のみの地震応答解析結果に比べると変形は抑えられている結果であった。さらに、層間変形角についても応答値が目標層間変形角とした $1/125$ 近傍の範囲に収まっていることが確認できた。よって、提案したパネルダンパーを実際の建物に適用した場合に対しては、制震効果が期待できるものと考察される。しかしながら、若干ではあるが目標とする層間変形角までに変形を抑えることができていない状況であった。これは、パネルダンパーの場合には間柱を介して周辺部材に力を伝達する機構であるため、間柱と周辺部材がパネルダンパーの性能に適した部材メンバーでなければ、パネルダンパーの性能が十分に発揮されず、その結果、建物全体の変形を抑えることができないといった状況になる可能性がある。すなわち、本章の地震応答解析で用いた主架構のトリムタイプは、制震効果を確認することを目的とした主架構であり、本研究で提案したパネルダンパーの性能を考慮した主架構となっていないことが原因によって、ダンパー量を調整しても目標とする層間変形角までの変形に抑えることができなかったものと考察される。

次に、履歴モデルの違いが建物の応答性状に与える影響については、すべての履歴モデルは若干の差異は確認できるものの概ね同様の応答性状を示す結果であった。よって、本解析においては、履歴モデルにおける初期剛性の違いが建物の応答性状に与える影響については比較的小さいものと考察される。

次に、入力地震動を受けることによって建物を構成している架構部分とパネルダンパーが吸収した累積塑性エネルギーの結果を見てみると、建物への入力地震エネルギーの大部分がパネルダンパーの累積塑性エネルギーとなっていることが確認される。また、架構部分の累積塑性エネルギーについては、架構のみの地震応答解析結果と比較すると大幅に小さくなっていることが確認される。

また、図 6.2.5-3 示す機構図を見ると、架構のみの地震応答解析結果では Y1 通りと Y3 通りの 2 階から 7 階の梁にヒンジが形成され、Y2 通りの 2 階から 10 階の梁にヒンジが形成されているのに対して、提案したパネルダンパーを実建物に適用した場合のすべてのモデ

ルの地震応答解析結果では、架構のみの地震応答解析結果で確認されたヒンジが Y1 通りと Y 3 通りについては 2 階の梁に数箇所のヒンジが形成され、さらに、Y2 通りについても大幅にヒンジの形成が少なくなっていることが確認された。また、ヒンジの形成は RLY2-N モデルと RLY2-F はほぼ同程度の傾向を示し、LY2 モデルは RLY2-N モデルと RLY2-F モデルと比較すると若干少ない傾向を示した。しかしながら、建物全体におけるヒンジの形成を見ると、すべてのモデルは同様の傾向を示しており、履歴モデルの違いは比較的小さいものと考察される。このことから、本解析に用いた架構に提案したパネルダンパーを適用した場合においては、入力地震動に対して提案したパネルダンパーが効率良く地震エネルギーを吸収し、さらに、主架構はほとんどの部分を弾性範囲内で抑えることができたものと考察される。

以上の結果、本研究で提案したパネルダンパーは、建物に組込む制震部材として十分に制震効果を期待できることが確認できた。さらに、地震応答解析に用いる履歴モデルの初期剛性は材料から算定した初期剛性で概ね評価できることが確認できた。ただし、パネルダンパーを制震部材として建物に適用する場合には、間柱と周辺部材も含めて設計を行うことが重要であり、効率良く設計するためにはパネルダンパー、間柱および周辺部材を含めた設計法のシステム化が今後の課題であると考えられる。

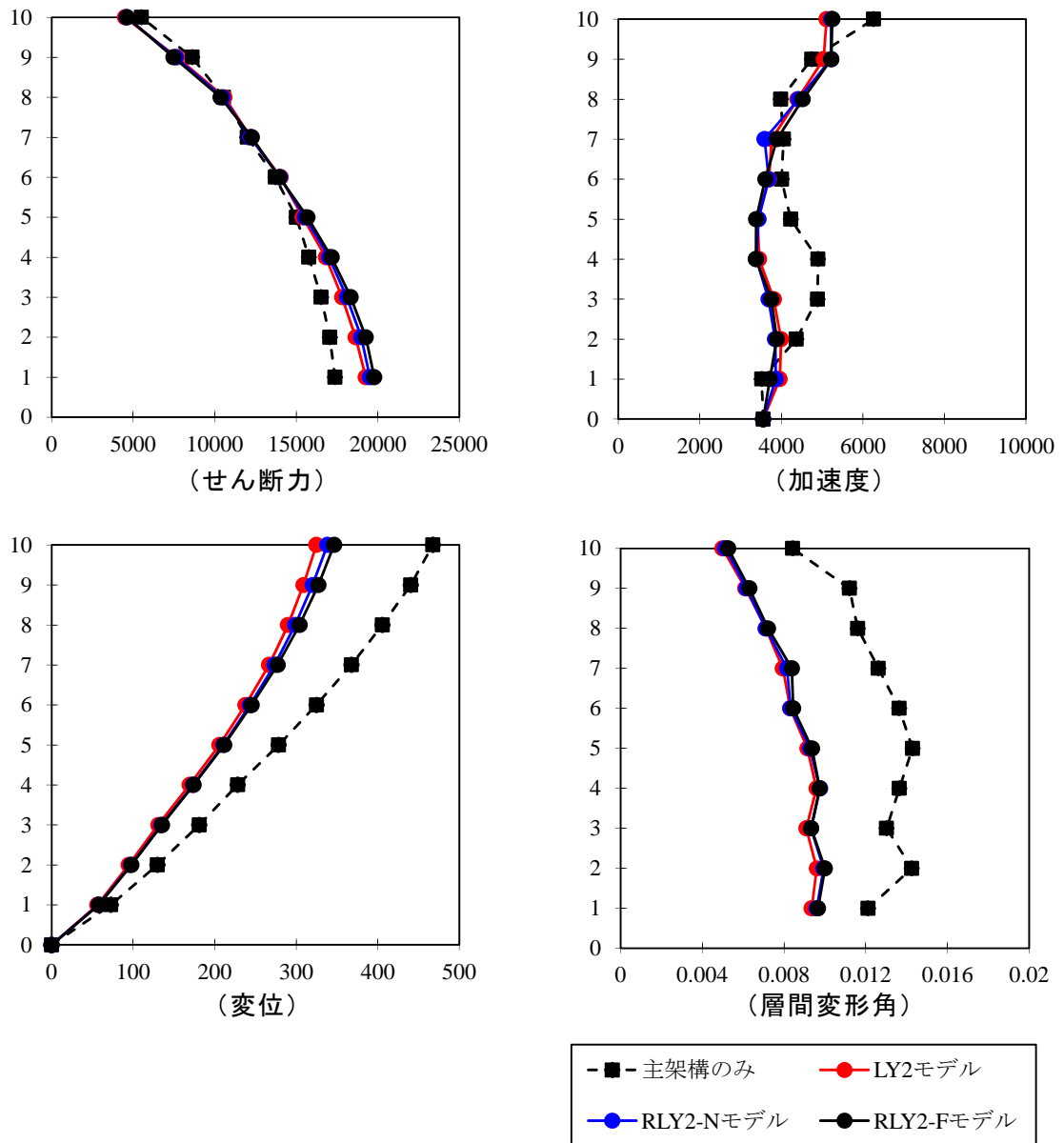


図 6.2.5-1 地震応答解析結果

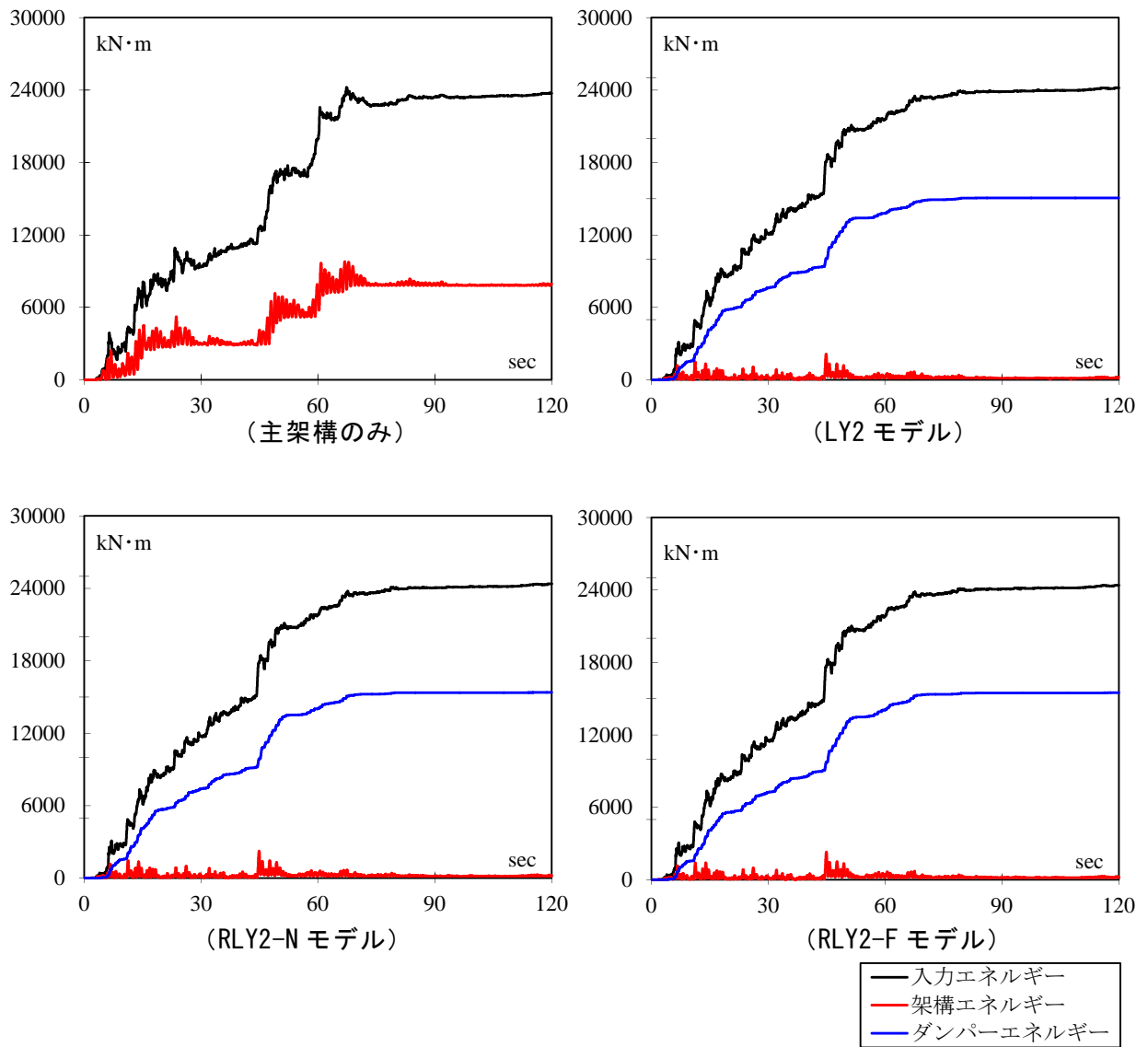


図 6.2.5-2 累積塑性エネルギー

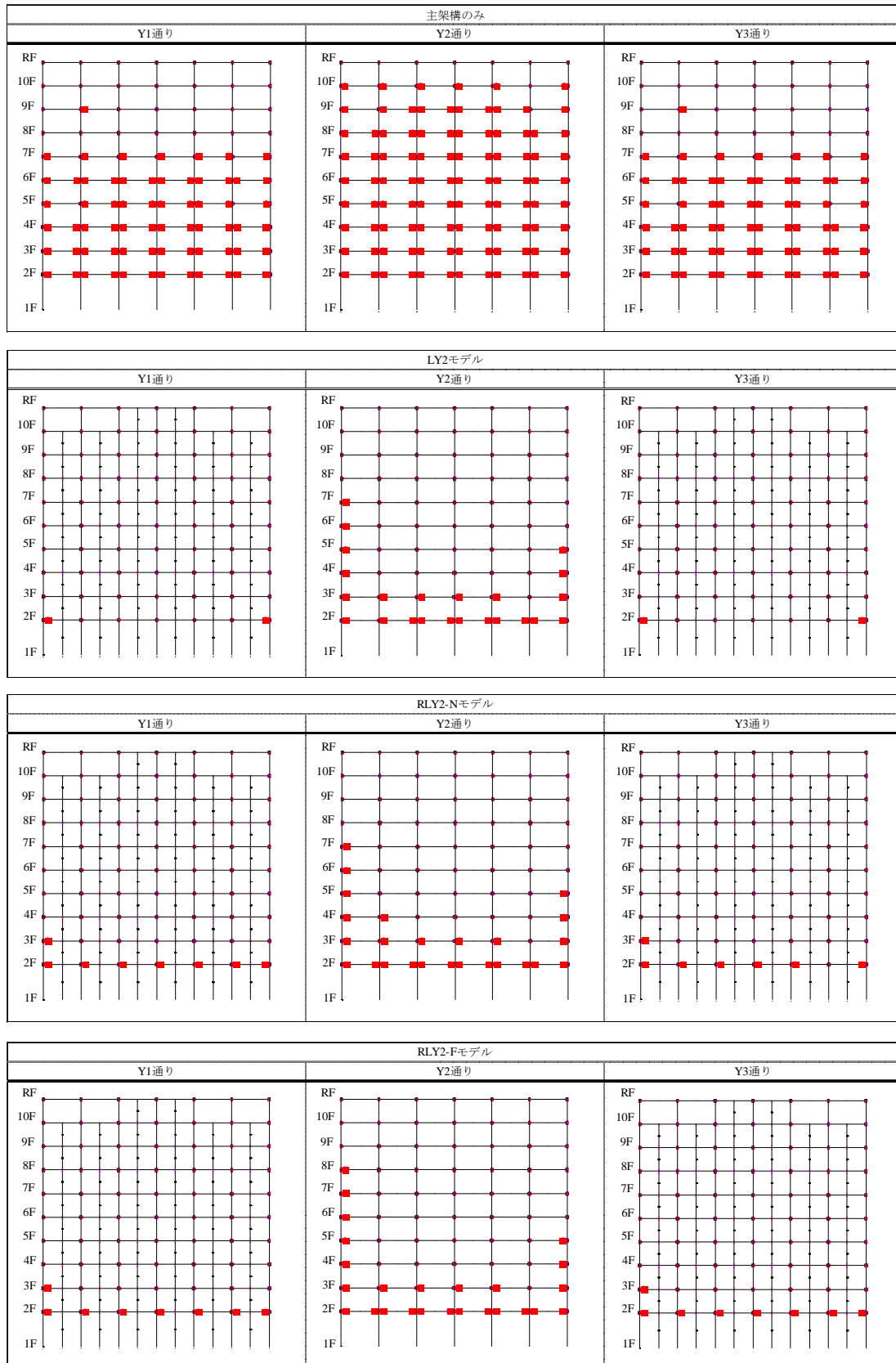


図 6.2.5-3 地震応答解析終了時の機構図

6. 3 結論

本章では実建物を想定した主架構モデルを作成し、架構のみのモデルと架構に制震部材として提案したダンパーを組込んだモデルに対してそれぞれ地震応答解を行い、本研究で提案したダンパーの制震効果と制震設計に用いる際に使用する履歴モデルの妥当性について検討を行うこととする。

本章で得られた知見を以下に示す。

- 1) 提案した鋼棒ダンパーは、建物に組込む制震部材として十分に制震効果を期待できることが確認できた。
- 2) 本研究で提案したパネルダンパーは、建物に組込む制震部材として十分に制震効果を期待できることが確認できた。
- 3) 地震応答解析に用いる履歴モデルの初期剛性は、パネルダンパーを構成する接合部の形式に関係なく材料から算定した初期剛性で概ね評価できることが確認できた。

以上の結果、提案する鋼棒ダンパーとパネルダンパーは建物に組込む制震部材として十分に制震効果を期待できることが確認できた。ただし、提案するパネルダンパーを制震部材として建物に適用する場合には、間柱と周辺部材も含めて設計を行うことが重要であり、効率良く設計するためにはパネルダンパー、間柱および周辺部材を含めた設計法のシステム化が今後の課題であると考えられる。

したがって、本章の検討および結論は、特定のモデルに対するものであることを念頭に置き、今後の実構造物に対する設計段階に向けては更なる検討の必要性がある。しかしながら、本章で示した一連の地震応答解析を通して、提案する鋼棒ダンパーとパネルダンパーを実際の建物にダンパーとして組込む制震部材として必要となる基礎的データの蓄積を行うことができた。

参考文献

- 6.1) 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,2003.10.
- 6.2) 榊構造計画研究所：任意形状立体フレームの弾塑性解析 SNAP_{Ver.6} テクニカルマニュアル.2012.9

第 7 章 結論

第7章 結論

7. 1 総括

長寿命化を意識したストック型社会への対応として、制震構造をこれまで以上に普及させるために、常に新しい制震ダンパーの開発を行うことやこれまでに開発された制震ダンパーの問題点を改良することは、とても重要なことであると考えられる。

そこで、本研究は「鋼材を利用した制震デバイスの開発とその設計法に関する研究」と題して、新築の建築物あるいは既存建築物の構造性能を向上させるためのオリジナルデバイス材である軸型の鋼棒ダンパーとせん断型のパネルダンパーを提案し、その開発を目的として行った。軸型の鋼棒ダンパーについては、低層から高層建物といった幅広い範囲の建物の制震構造に対応できる鋼棒を使用した座屈拘束鋼棒ブレースを提案した。

また、パネルダンパーについては、パネルのせん断変形に伴って発生する軸力が周辺部材に影響を与えないようにするために、ダンパーの変形に伴って発生する軸力を緩和できる接合部形式有するパネルダンパーを提案した。これら提案するダンパーは、オイル等の粘性流体や鉛等の粘弾性体を用いたダンパーに比べると安価であり、信頼性や耐久性の面で優れている鋼材を利用した履歴型ダンパーであることが特徴である。そして、これらの提案した制震部材の可能性や有効性および適用性を確認するとともに、提案した制震部材の実用化に向けて、静的構造実験や数値解析等の様々な手法を用いて検討を行った。以下に、本論文で得られた結論を各章ごとに示し、本論文の総括とする。

第1章「序論」では、本研究行うに至った背景を示すとともに、これまでに開発された代表的な座屈拘束ブレースとパネルダンパーにおける既往の研究とそれらの問題点を示した。そして、本研究を行った目的と論文構成を示した。

第2章「鋼材を利用した履歴型ダンパーの提案」では、既往の研究で開発されている座屈拘束ブレースとパネルダンパーにおける具体的な問題を示し、その問題点を改善することを目的としたオリジナルの履歴型ダンパーの提案を行なった。提案した履歴型ダンパーは、軸型座屈拘束ブレースとせん断型のパネルダンパーである。提案した軸型座屈拘束ブレースについては、市場性を考慮した 400N/mm^2 相当の鋼材の鋼棒を使用した鋼棒ダンパーである。また、提案したせん断型のパネルダンパーについては新築構造物或いは耐震補強工法等にも適用することを考慮し、ダンパーのせん断変形に伴って発生する軸力を緩和するための接合部形式有するパネルダンパーである。そして、これらの履歴型ダンパーの構成内容について述べた。

第3章「鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究」では、鋼棒ダンパーの形状を確定するための縮小モデルによる縮小実験を行なった。次に、確定した形状の実大モデルに

よる実大実験を行なった。それぞれの実験によって、復元力特性、軸剛性、耐力上昇率および塑性変形性能、履歴吸収エネルギーと等価減衰定数について詳細な検討を行い、制震部材としての有効性を評価した。また、実験を再現する解析モデルによって FEM 解析を行い、実験結果と解析結果の比較検討を行い、実験で得られた不明な点についての分析を行った。本章で得られた結論を以下に要約する。

- 1) 鋼棒ダンパーの形状は、軸力伝達鋼棒の端部にネジ加工を施した鋼棒を使用し、補剛管と軸力伝達鋼棒の隙間に挿入する隙間調整材としては、端部に円形鋼管をそれ以外の部分に硬度 90 のウレタンゴムを挿入する形状が有効である。
- 2) 鋼棒ダンパーは、全体座屈については補剛管が拘束し、さらに、軸力伝達鋼棒の圧縮変形に伴って発生する局所的な座屈の進展については隙間調整材が拘束することによって大変形領域まで安定した復元力特性を有することを示した。
- 3) 鋼棒ダンパーの軸剛性は、ダンパーを構成する接合部鋼棒を考慮した全体の初期剛性で評価することが可能である。
- 4) 鋼棒ダンパーは、高い累積塑性変形性能を有していることから、制震部材として適用することが可能である。
- 5) 鋼棒ダンパーを構成している軸力伝達鋼棒と補剛管との隙間に配置する隙間調整材は、大変形まで安定した履歴性状を得るために有効な部材である。
- 6) 鋼棒ダンパーの軸歪が 1.5%以降の圧縮領域においては、若干ではあるが緩やかな耐力上昇が確認されたが、この原因は、概ね座屈吸収ゴムが補剛管と接触することで発生する摩擦力の影響であることを FEM 解析によって明らかにした。
- 7) 鋼棒ダンパーは、文献 3.3 で示されている理論式で補剛管の強度を検討し理論式を満足する補剛管を選択することによって、十分に安全側の設計が可能である。

第4章「パネルダンパーの履歴特性に関する実験的研究」では、パネル材の形状として縦横比を 1:1 とした場合のパネルダンパーを対象として、提案する接合部形式を採用した場合と採用しない場合の試験体に対して静的実験を行なった。そして、提案する接合部形式を採用した場合と採用しない場合の実験結果に対して、復元力特性、パネルダンパーの性能値、発生軸力の比較検討を行い、提案する接合部形式を採用した場合の有効性について評価した。また、実験を再現する解析モデルによって FEM 解析を行い、実験結果と解析結果の比較検討を行い、実験で得られた不明な点についての分析を行った。本章で得られた結論を以下に要約する。

- 1) 正側負側共に安定した復元力特性を有するためのパネルの幅厚比は、33 以下が有効である。
- 2) パネルの幅厚比を 33 以下とすることで、提案接合部の有無に関係なくパネルダンパーは、高い累積塑性変形性能を有し、制震部材として適用することが可能である。
- 3) 提案した接合部形式を有するパネルダンパーはパネルの座屈に伴って発生する軸力の緩和有効である。
- 4) 本実験で用いたパネルダンパーの実験範囲においては、繰返し载荷による損傷度を示す

疲労寿命曲線を提案することができた。

- 5) パネルダンパー，エンドプレート，ボルト位置，提案接合部に至る部分を考慮した解析モデルを採用することで実験結果を再現できる。
- 6) 初期剛性はパネルダンパーを構成する上下のエンドプレートの厚さ，更にはパネルダンパーを取付ける場合の取付けボルト位置がパネルダンパーの初期剛性に影響する。

第5章「鋼棒ダンパーを制震要素とする場合の履歴モデル」では，提案した鋼棒ダンパーおよびパネルダンパーを新築構造物に組込む場合には，地震時の挙動に対して耐震設計上の有効性を確認するために地震応答解析によって設計を行う必要がある。その際には，制震要素であるダンパーの履歴モデルを用いなければならない。具体的には，鋼棒ダンパーについては実験結果を踏まえて鋼棒ダンパーの復元力特性を完全弾塑性型と仮定し，既往の履歴モデルを用いて応答解析を行い，その結果を実験結果と比較し鋼棒ダンパーの履歴モデルの妥当性について検討を行なった。また，パネルダンパーについては実験結果を踏まえて提案するパネルダンパーの復元力特性として，材料の歪硬化の影響によって繰り返すごとに耐力が上昇することを考慮した既往の履歴モデルを用いて応答解析を行い実験結果と比較し，提案するダンパーの履歴モデルの妥当性について検討を行った。そして，提案した鋼棒ダンパーおよびパネルダンパーに対して，既往の履歴モデルを用いて設計を行うことが可能であることを示した。本章で得られた結論を以下に要約する。

- 1) 軸方向力-軸変形関係においては，履歴モデルはすべて軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% までは比較的实验結果を追跡できていることが確認できた。
- 2) 履歴モデルの累積履歴吸収エネルギー ΣW_{pi} は実験結果と概ね一致する結果であった。
- 3) 履歴モデルの各サイクルにおける履歴吸収エネルギーは実験結果と概ね一致する結果であった。
- 4) 軸力伝達鋼棒の軸歪が 1.5% 以降の変形については，実験値が解析値を若干上回る傾向がある。
- 5) セン断耐力-セン断変形関係においては，既往の履歴モデルはすべて実験を行った範囲（パネルダンパーの部材角（ γ ）=0.12）において比較的实验結果を追跡できていることが確認できた。
- 6) 履歴モデルの累積履歴吸収エネルギー ΣW_{pi} は実験結果と概ね一致する結果であった。
- 7) 履歴モデルの各サイクルにおける履歴吸収エネルギーは，履歴モデルの初期剛性の違いによって弾性領域からパネル材が降伏を始める程度の領域の繰り返しに対しては，若干差異が生じる傾向を示すものの，パネル材が完全に降伏した以降においては履歴モデルの初期剛性の違いに関係なく十分に実験結果を追跡できていることが確認できた。

第6章「実建物を想定したモデルによる地震応答解析」では，本研究で提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーは，制震部材として適用できる性能を有していること，さらには，既往の履歴モデルを用いることで制震設計が可能であることが確認できた。次に，実際の建物に本研究で提案したダンパーを制震部材として組込んだ場合の地震挙動に対して建物

が耐震設計上安全であることを確認する。具体的には、本章では実建物を想定した主架構モデルを作成し、架構のみのモデルと架構に制震部材としてダンパーを組込んだモデルに対してそれぞれ地震応答解を行い、本研究で提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーは建物に組込む制震部材として十分に制震効果を期待できることを示した。本章で得られた結論を以下に要約する。

- 1) 提案した鋼棒ダンパーは、建物に組込む制震部材として十分に制震効果を期待できることが確認できた。
- 2) 本研究で提案したパネルダンパーは、建物に組込む制震部材として十分に制震効果を期待できることが確認できた。
- 3) 地震応答解析に用いる履歴モデルの初期剛性は、パネルダンパーを構成する接合部の形式に関係なく材料から算定した初期剛性で十分に評価できることが確認できた。

これらの一連の研究を通して、提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーの性能を確認するために、静的正負交番繰返し載荷実験や定振幅載荷実験によって力学特性を把握した。次に、これらの静的実験の結果を踏まえて応答解析を行い、その結果、実際の設計時に使用する履歴モデルとして解析に用いた既往の履歴モデルは妥当であることを確認した。さらに、実建物を想定したモデルに制震部材として提案した鋼棒ダンパーとパネルダンパーを組込んだ場合の地震応答解析を制震効果として十分に期待出来ることも確認した。その結果、鋼材を利用した履歴型ダンパーとしての可能性、有効性、適用性を示すことによって、本研究で提案した履歴型ダンパーが、建物に組込む構造的価値のある制震部材として適用可能であることを示唆することができた。さらに、それらの制震工法に対する今後の制震建物の普及に繋がる実設計への適用に向け、必要となる基礎的データの蓄積を行うことができた。以上が、本研究で得られた知見であり、これらの知見は今後のデバイス開発、さらにはますますの研究開発の進展に繋がる重要な意味を成すものと確信する。

7. 2 今後の課題

最後に、本研究の今後の課題と展望について述べる。本研究で提案した鋼棒ダンパーを建物に組込む制震ダンパーとして用いる場合については、鋼棒ダンパーと建物の周辺フレームとの接合部はクレビス型のピン接合或いは十字型ガセットの高力ボルト摩擦接合を想定している。これらの接合部形式を適用する場合については、鋼棒ダンパーを構成している端部の接合部鋼棒と全体座屈を防止する補剛管との定着長さの影響を確認しなければならない。本研究では、ダンパー部のエネルギー吸収能力に関しては論じているが、こうした接合部の影響については実験を行っていないことから触れていない。

したがって、実用化するためには、接合部の影響に関して実験と数値解析を行い検討することが今後の課題である。さらに、現状モデルにおける鋼棒ダンパーの性能を向上するうえにおいては、大変形時の圧縮載荷側で見られた耐力上昇を明確に評価する必要があると考えている。

また、提案するパネルダンパーについては、ダンパーの初期剛性がパネルダンパーを構成する上下のエンドプレートの厚さ、更にはパネルダンパーを取付ける場合の取付けボルト位置がパネルダンパーの初期剛性に影響することが確認された。実験を行なった試験体については、既往モデルを用いた応答解析に大きな影響を与えることがないことを確認できた。さらに、実建物を想定したモデルによる地震応答解析を行い、履歴モデルにおける初期剛性の違いが建物の応答性状に与える影響は比較的小さいことも確認できた。

したがって、実験を行なった範囲においては十分に実用化できるものと考えられるが、実際の建物に組込む制震ダンパーとして用いる場合については、さらに実験と FEM 解析等によって提案する接合部形式を採用した場合の初期剛性の補正係数等を定量化するとともに既往の力学モデルとの整合性における精度を向上させることが今後の課題と考えている。さらに、一般的にパネルダンパーは間柱に組み込まれることが多い。そうした場合には、間柱の剛性さらには周辺枠の剛性によってはパネルダンパーが機能しない可能性がある。よって、パネルダンパーが効率良く性能を発揮できるように間柱や周辺枠を含めたシステム化についても今後の課題と考えている。

本研究に関する発表論文

本研究に関する発表論文

審査論文

- (1) 萩野谷学, 古川忠稔, 神谷隆, 田口孝: せん断抵抗型パネルダンパーの静的履歴特性に関する実験的研究, 鋼構造年次論文報告集, 日本鋼構造協会, Vol.20, pp.209-216, 2012.11
- (2) 萩野谷学, 古川忠稔, 神谷隆, 田口孝: せん断抵抗型パネルダンパーの静的履歴特性に関する研究, 鋼構造論文集, 日本鋼構造協会, Vol.20, pp.105-114, 2013.9
- (3) 萩野谷学, 古川忠稔, 神谷隆, 田口孝: 引張・圧縮軸力を受ける鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究, 鋼構造論文集, 日本鋼構造協会, Vol.20, pp.115-122, 2013.9
- (4) 萩野谷学, 古川忠稔, 神谷隆, 田口孝, 安部遼太郎: 低降伏点鋼を用いたパネルダンパーの繰返し変形性状, 鋼構造年次論文報告集, 日本鋼構造協会, Vol.21, pp.632-638, 2013.11

国際会議発表論文

- (1) M.Haginoya, T.Furukawa, T.Kamiya and T.Taguchi: Experimental Study on Static Hysteresis Characteristics of the Shear Resistant Type Panel Damper, Proceedings of the First International Symposium on Earthquake Engineering, Tokyo, JAEE, Vol.1, pp.341-348, 2012.11
- (2) M.Haginoya, T.Furukawa, T.Kamiya, T.Taguchi and R.Abe: Study on Static Hysteresis Characteristics of the Shear Resistant Type Panel Damper, Proceedings of the 13th World Conference on Seismic Isolation (15WCSI), Sendai, ASSISI, Vol.1, pp.1-8, 2013.9

口頭発表論文

- (1) 萩野谷学, 古川忠稔, 神谷隆, 田口孝: せん断抵抗型パネルダンパーの静的履歴特性に関する実験的研究 (その 1), 日本建築学会大会学術講演梗概集, Vol.C1, pp.869-870, 2012.9
- (2) 萩野谷学, 古川忠稔, 神谷隆, 田口孝: 繰返し軸力を受ける鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究 (その 1), 日本建築学会大会学術講演梗概集, Vol.C1, pp.1283-1284, 2013.8
- (3) 安部遼太郎, 萩野谷学, 古川忠稔, 神谷隆, 田口孝: 繰返し軸力を受ける鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究 (その 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, Vol.C1, pp.1043-1044, 2014.9
- (4) 萩野谷学, 古川忠稔, 神谷隆, 田口孝, 安部遼太郎: 繰返し軸力を受ける鋼棒ダンパーの履歴特性に関する実験的研究 (その 3), 日本建築学会大会学術講演梗概集, Vol.C1, pp.1045-1046, 2014.9

謝辭

謝辞

筆者は、福井工業大学大学院工学研究科修士課程建設工学専攻を修了し、1997年4月に川崎製鉄グループの建設関連の会社である川鉄建材株式会社(現 JFE シビル㈱)に入社し、研究開発を行う部門の技術研究所に勤務することになりました。そこでは、当時研究所所長であった今井克彦博士(元大阪大学教授)と当時大阪大学に勤務されていた古川忠稔先生(現名古屋大学准教授)のご指導の下で空間構造用デバイスの開発業務に携わりました。主に PC 鋼棒を組み込んだ単層 2 方向格子ドームや単層 2 方向格子ラチスシェル用の剛接ジョイントの開発、さらには、耐震デバイスである座屈拘束ブレースの開発に関わることもできました。そして、2003 年 10 月に矢作建設工業株式会社に入社し、現在の所属部門である地震工学技術研究所に勤務することとなり、主に鉄骨系のデバイス開発を担当させて頂き、これまでに、三重鋼管座屈拘束ブレースの開発、間柱型曲げ制震工法の開発に関わりました。この他に、2008 年からは名古屋大学准教授・古川忠稔先生との共同研究で木造建築物の耐震補強用デバイスの開発を行い、ブレース補強工法とフレーム補強工法の製品化に関わることもできました。これまでに、たくさんの先生方や上司そして同僚との出会いとご指導を経て、2011 年から筆者が目標としていた名古屋大学大学院博士後期課程(社会人)に入学する機会を得ることができました。本研究は、名古屋大学大学院環境学研究科都市環境学専攻(古川研究室)に在籍した3年間の研究成果を取りまとめたものです。

本研究を進めるにあたり、浅学非才な筆者に対し、名古屋大学大学院環境学研究科准教授・古川忠稔先生には、筆者が持ち込んだ研究テーマであったにも関わらず、終始変わらぬ暖かいご指導とご教示を頂きました。また、大森博司先生(名古屋大学名誉教授)には、研究の課程において終始懇切丁寧なご指導とご鞭撻を賜りました。さらに、両先生には、社会人として大学へ入学する際に多くのご尽力をして頂きました。ここに、深甚なる感謝の意を表します。

本論文の作成、審査にあたって、名古屋大学教授・勅使川原正臣先生、同大学教授・飛田潤先生、ならびに同大学准教授・尾崎文宣先生には、お忙しい中、本論文の内容について大変貴重なご助言、ご教示を頂きました。心よりお礼申し上げます。

本研究を行うにあたり、名古屋大学大学院へ進学する機会を与えて頂いた矢作建設工業株式会社代表取締役社長・藤本和久氏ならびに同社取締役兼常務執行役員であり地震工学技術研究所所長・織田裕氏、さらには、経営陣の方々には深く感謝し心より御礼申し上げます。また、本研究をまとめるために、名古屋大学へ社会人学生として業務に携わりながら研究を行う機会を与え、研究遂行を支えてくださった同社地震工学技術研究所副所長・神谷隆氏には、本研究の立案と本論文をまとめるにあたり、大変貴重なご助言、ご教示を頂きました。深く感謝し心より御礼申し上げます。

また、本研究を進める過程においては、矢作建設工業株式会社地震工学技術研究所主席研究員・田口孝博士、北川浩主任研究員、同社設計部山田直哉主任、名古屋大学大学院生・安部遼太郎君には、実験・解析等において惜しみないご協力とご助言を頂きました。ここ

に厚くお礼申し上げます。さらに、筆者が本論文をまとめることができたのは、矢作建設工業株式会社地震工学技術研究所の先輩同僚諸氏の寛大なるご理解とご協力によるものです。ここに謹んで謝意を表します。

また、本論文は、筆者が現在に至るまで多くの方のご協力に支えられて研究開発を行い続けることができて成し得た成果であり、以上で紹介させて頂きました皆様以外にも、恩師である福井工業大学教授・辻岡静雄博士、今井克彦博士（元大阪大学教授）、長尾直治博士（元神戸大学教授）、故山田聖志博士（元豊橋技術科学大学教授）の先生方には、研究開発を行うにあたり、公私にわたって貴重な御意見と暖かい励ましの御言葉を頂きました。ここに記して深甚なる感謝の意を表するとともに、故山田聖志先生には謹んで哀悼の意を表します。また、浅学非才な筆者が研究開発を続けたいというわがままに対してご理解を示し、現職の会社への転職を快く許可して下さいった玉田豊氏（元 JFE シビル株式会社）、木下陵二氏（元 JFE シビル株式会社）、JFE シビル株式会社システム建築事業部副事業部長・森田時雄氏ならびに同社システム建築事業部部長・宮川和明博士には、研究開発業務に対して数多くのご指導を頂きました。ここに、謹んで謝意を表します。

筆者が行った本研究は、以上に紹介させて頂いたように多くの方々のご協力に支えられて成し得たものと実感しております。ここで改めて深く御礼申し上げるとともに、今後も本研究の発展に精進していきたいと考えております。

最後に、本研究の遂行、論文をまとめるにあたって不規則な生活を送った筆者に対し、後方より始終暖かく見守り、様々な面で応援してくれた両親、妻・真弓と長女・朱音そして次女・風咲に深く感謝するとともに、心からありがたいの気持ちを伝えたいと思います。

2015 年 3 月