

床の面内剛性を考慮した弾性および弾塑性建築構造物の
地震観測結果を用いたシステム同定法

新谷謙一郎

目 次

1 章 序

1.1 研究の背景	1
1.2 関連研究と本研究の目的	2
1.3 本論文の構成	5

2 章 剛床仮定が成立する偏心を有する立体構造物モデルの構面別剛性・減衰の同時同定

2.1 はじめに	11
2.2 多層立体せん断モデルにおける同定	12
2.3 運動方程式	13
2.4 システム同定の定式化	15
2.5 数値例題	17
2.5.1 外周が同一形状である多層モデル	17
2.5.2 各層外周形状が異なる3層モデル	20
2.6 まとめ	30

3 章 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の剛性・減衰同時同定

3.1 はじめに	32
3.2 柔床建物のモデル化	33
3.3 モデルの変位・力の設定（柔床）	33
3.3.1 モデル自由度の設定	33
3.3.2 鉛直構面要素の荷重変形関係	34
3.3.3 床要素の荷重変形関係	34
3.3.4 モデル自由度の設定と運動方程式	36
3.4 鉛直構面要素および床要素の剛性及び減衰係数同定法	39
3.5 数値例題	42
3.5.1 外周構面のみを有する多層モデル	42
3.5.2 内部構面を有する多層モデル	44
3.6 まとめ	67

4章 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の剛性・減衰同時同定理論の実験による検証

4.1	はじめに	69
4.2	実験供試体	69
4.3	参照値の決定	72
4.3.1	固有振動数比による推定	72
4.3.2	静的実験による推定	73
4.4	振動台実験結果	75
4.4.1	単層試験体(入力角に関する検討)	76
4.4.2	2層試験体(時間帯に関する検討)	79
4.5	まとめ	84

5章 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の非線形復元力特性の同定

5.1	はじめに	85
5.2	柔床建物のモデル化	86
5.2.1	鉛直構面と床要素からなる柔床建物	86
5.2.2	モデル自由度の設定	86
5.2.3	鉛直構面要素の荷重変形関係	87
5.2.4	床要素の荷重変形関係	87
5.3	運動方程式	87
5.4	鉛直構面要素および床要素の復元力同定法	92
5.5	数値例題	94
5.5.1	外周構面のみを有する多層モデル	94
5.5.2	内部構面を有する柔床多層モデル	122
5.6	まとめ	145

6章 結論

149

1 章 序

1.1 研究の背景

1981年に施行された新耐震設計法以降、建築構造の分野では、建物倒壊を防いで人命を守るという目的から、地震時における建物の塑性変形に期待する設計が行われてきた。しかしながら、1995年の兵庫県南部地震では、建物の継続使用が重要な要件であることが理解されるようになった。この地震を契機として、地震観測網を充実させることの必要性が議論され、地震計を用いた新たな計測震度の導入がなされている。地震観測網が充実するにつれ、地震動特性の解明も飛躍的に進んでいる。

2011年の東北地方太平洋沖地震では、東日本の太平洋沖の震源地から遠く離れた地域においても長周期の地震動が観測され、特に関東地域や大阪等の超高層建物には大きな影響が生じた（例えば Takewaki et al. 2011, Kasai et al. 2013）。また、2016年の熊本地震では、短期間の間に震度7の地震動が2回連続して発生し、地震動経験後の建物の安全性の早期診断が必要となった。このような大地震を経験したあとの建築物の構造的な健全性や損傷度を評価する構造ヘルスマニタリング技術に関する研究が注目され、システム同定や損傷同定の技術を応用して建物のモード特性や物理特性の変化を推定する技術の需要が急激に増大している。また、建物の構造設計においては、実際の構造物と設計段階の構造モデルとの差を縮める上で、システム同定は重要な役割を果たしている。

システム同定の分野におけるこれまでの研究としては、初期の頃のものとして、例えば Hart and Yao 1977（それまでのシステム同定研究を纏めた総説）、Beck and Jennings 1980（地震動による応答を用いた初期の研究）、Hoshiya and Saito 1984（カルマンフィルターを用いたもの）、Kozin. and Natke 1986（確率統計的な視点からの総説）、Şafak 1989（ARXモデルを用いたもの）をはじめとして、Inman 1989, Agbabian et al. 1991, Koh et al. 1991, Kobori 1993, Yao and Natke 1994, Soong and Constantinou 1994, Shinozuka and Ghanem 1995, Ghanem and Shinozuka 1995, Hjelmstad et al. 1995, Hjelmstad 1996 などの研究がある。さらに、Doebbling et al. 1996の研究は構造ヘルスマニタリングの分野に新しい流れをもたらしたものとして多くの論文で引用され、Housner et al. 1997の論文は総説的なものとして多く引用されている。その後も、斎藤 1998（ARXモデルを用いたもの）、Herrmann and Pradlwarter 1998, Juang and Phan 2001, 濱本・小峯 1998, 濱本ら 2002, 2006, 吉元・三田 2003a, b, Gawronski 2004, Takewaki and Nakamura 2005（Udwadiaらの同定理論を発展させたもの）、塩田ら 2006（フィルター理論に基づくもの）、Adams 2007, de Silva 2007, Cheng et al. 2008, 池田 2009, Hernandez-Garcia et al. 2010a, b, Takewaki et al. 2011 等の研究が行われている。この分野の国際会議としては、世界構造制御会議が、1994年以降4年ごとに開催されている（Housner et al. 1994, Kobori et al. 1998, Casciati 2002, Johnson and Smyth 2006, Fujino et al. 2010）。また、最近10年以内にも、益々多くの研究が行われている。これらの中でも、本論文の内容と特に関連の深いものについては、以降の節でそれらの内容の概要について述べることにする。

1.2 関連研究と本論文の目的

建造物のシステム同定には、大きく分けてモーダルパラメーター同定と物理パラメーター同定が存在する。本論文では、構造部材・要素の剛性や減衰係数などを物理パラメーターと呼ぶことにする。モーダルパラメーター同定については、既に多くの研究がなされ（例えば Hart and Yao 1977, Beck and Jennings 1980, Şafak 1989, 1991, Hjelmstad et al. 1995, Hjelmstad 1996）、建物基部と上部（多くの場合頂部）の2点の観測データから固有周期や減衰定数を同定する手法が確立されている。一方、モード形状の同定では一般に多くの観測データを必要とする。観測データの内挿等（鈴木・三田 2018, 小寺ら 2018）により必要な観測データ数を減じることも可能であるが、観測データの位置の選定や内挿の方法に多くの課題が存在する。

一方、建物局所の損傷の同定や制振技術の開発においては物理パラメーター同定が望まれている。これは、現代制御理論の制御系の設計においては、物理パラメーターを用いて表現した運動方程式を必要とするということに起因している。物理パラメーター同定は局所的な応答特性の変化等を知る必要があるため多くの観測データを必要とすることや、安定した結果が得にくいといった欠点が存在し、研究報告はモーダルパラメーター同定に比べると少ない。しかしながら、剛性や減衰係数等の物理パラメーターを直接同定できる利点を有している。モード特性を用いずに物理パラメーターを直接同定する方法の多くは、建造物の全層の応答が同時に計測されている場合を想定しているのに対して、Udwadia ら(1978)は、地動の他に1層直上（2層床）の建物応答を観測することで、せん断型モデルのすべての剛性と減衰係数が同定可能となる理論を展開している。中村・竹脇ら(2000)はUdwadia ら(1978)の手法に基づき、せん断型構造物モデルを対象として、同定対象層の直上直下の加速度応答のみから層毎に剛性と減衰係数を同定する手法を提案している。せん断型構造物モデルにおいて、Udwadia ら(1978)の方法を用いない通常の方法により地震観測結果から特定層の剛性や減衰係数を同定するには、同定対象層よりも上層のすべての床の加速度と当該層の層間変位等を観測（あるいは推定）する必要があるのに対して、中村・竹脇ら(2000)は、対象層の直上直下の加速度応答のみから当該層の剛性と減衰係数を同定する手法を提案している点が特徴的である。また、Takewaki and Nakamura (2010)は、一括最小二乗法を用いて、時々刻々変化する1次固有周期や減衰定数の変化を追跡する方法を提案している。しかしながらこの手法については、同定に用いる振動数領域の関数がノイズの影響を受けやすいという問題点が指摘されており、さらに、せん断型構造物モデルはアスペクト比の大きな高層建物への応用には不向きであるという課題を抱えている。また、システムの特性を直接同定するという操作を介さずに、実用的観点から、少数の観測情報から建物の地震時応答を予測する方法もいくつか提案されている（鈴木・三田 2018, 小寺ら 2018）。

前者のノイズの影響に関する課題に対して、前田ら(2011)はARXモデルを導入し、ARXパラメーターで表現された伝達関数に対して振動数0における制約条件を付加することによって、より信頼性の高い結果を得る手法を提案している。ARXモデルを用いた同定法に関

しては、Şafak(1991)が ARX モデルパラメーターと固有振動数や減衰定数との間の関係を明らかにしているが、前田ら(2011)の手法では、テーラー展開等を有効に利用することにより ARX モデルパラメーターと物理パラメーターの関係を直接導いている。また、金城ら(2012)は部分空間法を用いて、全層の応答加速度が同時に計測可能な場合において、中村・竹脇ら(2000)の方法の同定精度を向上させることが可能となる振動数の極限操作を伴わない手法を提案している。

他方、せん断型構造物モデルを用いた従来の手法は全体曲げ変形が卓越する高層建物への適用が困難であるという課題に対して、桑原ら(Kuwabara et al. 2013)は曲げせん断型モデルの導入により克服する手法を提案している。この手法では、全体曲げを考慮可能な曲げせん断型モデルに対する同定理論を構築し、水平加速度のみから損傷の検出を可能にしている。しかしながら、物理パラメーターを求めるためのシステム同定を行う場合には、せん断剛性に対する回転剛性の比(SR 剛性比率)を指定する必要があるという問題点が存在する。この課題に対して、南ら(Minami et al. 2013)は SR 剛性比率を指定する必要のない曲げせん断型モデルの剛性の同定手法を提案している。さらに、高層建物の数点の代表点位置において地震時の応答が観測された場合を想定して、それぞれの代表点位置に質量を集中させた縮約曲げせん断型モデルを作成し、対象建物の全体的挙動を評価する手法について検討している。

上記の物理パラメーター同定手法は、いずれも地震に対する応答データや建物内部に振動源が存在しない状態の常時微動観測データを使用することを想定している。しかしながら、地震に対する応答記録を得る機会は限られている(Takewaki et al. 2011, Ikeda et al. 2014a)。また、常時微動の記録ではノイズの影響が大きく同定精度が不安定となることが報告されている(Ikeda et al. 2014b, Fujita et al. 2015)。そこで、比較的容易に得られ、かつ、安定的に同定可能な程度に SN (Signal/Noise) 比が大きい強制加振による応答データに対して適用可能な手法の開発が期待される。これに応えるために、吉富ら(2009)は、強制加振を想定して、建物内部に未知の振動源を有するせん断型モデルに対するシステム同定理論を展開している。さらに、南ら(2013)は、吉富らの手法(2009)を曲げせん断型モデルに拡張している。その手法では、曲げせん断型モデルを用いることにより、アスペクト比の大きな高層建物の高次の固有振動数の同定精度が従来のせん断型モデルを用いた手法に比べて向上することを明らかにしている。さらに、応答変位をせん断変形による成分と全体曲げ変形による成分に分離することが可能であり、高層建物における地震時応答(非構造部材の性能判定に必要な正味の層間変位、頂部加速度)の予測精度の改善が期待されることを明らかにしている。

その他の同定手法として、Guo らは構成則誤差最小化の概念に基づく損傷同定法を提案している(Guo et al. 2018, 2019, Guo 2019)。また、荒木らは、感度に基づくグルーピングと組み合わせ—非線形最適化による骨組構造物の損傷推定法を提案し(荒木ら 2004)、鈴木らは、複数部材損傷時の層剛性低下量における部材損傷寄与分に関する加法性を用いた損傷位置同定法を提案している(鈴木ら 2018)。

本論文では、偏心を有する立体構造物に対して、床の面内剛性を考慮した線形および非線形モデルの同定理論を対象としている。それらに関連する既往研究のいくつかを簡潔に紹介する。

[床の面内剛性を考慮した鉛直構面特性の同定に関する研究]

これまでに、床の面内剛性を考慮したシステム同定に関する研究は非常に限定されている。その理由としては、剛床仮定が成立しないことにより、挙動そのものが複雑になることと、同定するパラメーターの数が飛躍的に多くなることが挙げられる (Loss and Frangi 2017, Loss et al. 2018)。

[非線形復元力特性の同定に関する研究]

これまでに、構造物の非線形復元力特性を同定する研究は 1980 年代からいくつか存在する (Toussi and Yao 1983, Cifuentes 1984, Masri et al. 1987, Loh and Chung 1993, Masri et al. 1993, Kitada 1998, Chassiakos et al. 1998, 来田 2000, Li et al. 2004a, b, Saadat et al. 2004, Zhang and Sato 2006, Tasbihgoo et al. 2007, Ikhouance and Rodellar 2007, 池田 2010, Worden and Manson 2010, Omrani et al. 2012, Brewick et al. 2016, Pellicciari et al. 2018, Wang et al. 2021)。その多くは、非線形履歴特性の型 (タイプ) や数学モデルの形式 (Bouc-Wen モデルなど) を指定し、その範囲でタイプや数学モデルを構成するパラメーター等を同定するものである。それに対して、本研究では、そのような非線形履歴特性の型の指定を必要とせず、自動的に同定される。

[Noise の同定への影響に関する研究]

システム同定問題において、ノイズの影響は極めて重要であり、理論的、数値解析的、実験的研究が多数報告されている。一般的な事実として、SN 比が小さくなると同定精度が低下することが知られている。Yoshitomi and Takewaki (2009a, b) は、中村・竹脇ら(2000)および Takewaki and Nakamura(2005)の方法に基づき、ノイズがシステム同定の精度等に及ぼす影響を詳細に検討している。Takewaki and Nakamura(2005)の方法では、中村・竹脇ら(2000)のシステム同定理論において、対象層の直上直下の観測データの中のいずれか一方にのみノイズが存在する場合のノイズ除去の方法を提案していたのに対して、Yoshitomi and Takewaki (2009a, b) では、その両者にノイズが存在する場合について、ノイズを除去する方法やノイズレベルを推定する方法を提案している。本論文では、非線形復元力特性の同定においてフーリエ級数展開の手法を導入し、項数指定の操作が結果的にノイズ除去の効果を内包していることを明らかにしている。

[振れ振動を考慮した同定法]

濱本・小峯 (1998) は、偏心を有する立体構造物モデルについて、固有振動数と固有モー

ドの物理パラメータに対する感度表現を逆に用いることにより、観測された固有振動数、固有モードの変化から剛性等の物理パラメータを最小二乗法を用いて見出す方法を提案している。鉛直方向と水平方向の２段階損傷同定手法を提案しており、高次固有振動数や高次固有モード形が正確に同定されていることが精度の高い損傷同定の必要条件となっている。斎藤（1998）は、高層建物の揺れ振動を含む観測結果に対して、モード解析型多入力多出力 ARX モデルを用いたシステム同定法を提案している。ARX モデルと建物のモーダルパラメータの関係性を導くことにより詳細なモーダルパラメータ同定が可能であることを示している。Omrani et al. (2012)は、微小振動による立体構造物の剛性・減衰の同定問題を時間領域データに対する統計的手法を用いて近似的に解いている。しかしながら、地震動などのデータから明かに剛性・減衰を同時に同定する手法とはいえない。鍋島ら（Nabeshima and Takewaki 2017, 鍋島 2019）は、同定対象層から最上層までの自由体における力の釣合いに着目して、物理パラメータの評価式を周波数領域上で構築し、全層同時観測データに基づく同定手法と、少数の同時観測データに基づく同定手法の 2 種類の手法を提案した。鍋島らの手法は、同定に際して時間積分を必要とせず、積分演算に起因した同定精度の低下の可能性を回避可能である。また、同定に用いるデータの選定を、信頼性の高い低次のモード情報に基づいて行っているため、観測ノイズに対して安定した特性を有している。

1.3 本論文の構成

本論文では、床の面内剛性を考慮した弾性および弾塑性建築構造物の地震観測結果を用いたシステム同定法を対象とする。扱う偏心を有する骨組構造物モデルは鉛直構面と床面としての水平構面から構成され、床面の面内剛性が剛と仮定できるモデル（剛床仮定モデル）においては鉛直構面のみが同定対象となる。それ以外のモデルにおいて、両構面の剛性や減衰係数を同定することを同時同定と呼ぶ。本論文では以下の点に着目した理論展開およびそれに対する数値解析と振動台を用いた物理実験を行う。

- 1) 剛床仮定が成立する偏心を有する立体構造物モデルの構面別剛性・減衰の同時同定（2章）
- 2) 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の剛性・減衰同時同定（3章）
- 3) 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の剛性・減衰同時同定理論の実験による検証（4章）
- 4) 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の非線形復元力特性の同定（5章）

[参考文献]

- Adams, D. (2007). *Health Monitoring of Structural Materials and Components: Methods with Applications*, John Wiley & Sons.
- Agbabian, M.S, Masri, S.F., Miller, R.K. and Caughey, T.K. (1991). System identification approach to

- detection of structural changes, *J. Engng. Mech.*, ASCE, **117**(2), 370-390.
- 荒木慶一, 宮城佑輔, 上谷宏二(2004). 感度に基づくグルーピングと組合わせ—非線形最適化による骨組構造物の損傷推定, 日本建築学会構造系論文集, No.582, pp.65-71, 2004.
- Beck, J.L. and Jennings, P.C. (1980). Structural identification using linear models and earthquake records. *Earthquake Engng. Struct. Dyn.*, 8, 145-160.
- Brewick, P.T., Masri, S.F., Chassiakos, A.G., and Kosmatopoulos, E.B. (2016). A probabilistic study of the robustness of an adaptive neural estimation method for hysteretic internal forces in nonlinear MDOF systems, *Probabilistic Eng. Mechanics*, 45, 140-156.
- Casciati, F. (ed.) (2002). *Proceedings of 3rd World Conference on Structural Control*. John Wiley & Sons: Como.
- Chassiakos, A.G., Masri, S.F., Smyth, A.W. and Caughey, T.K. (1998). On-line identification of hysteretic systems, *J. Applied Mechanics*, ASME, Vol.65, No.3, pp.194-203.
- Cheng, F.Y., Jiang, H. and Lou, K. (2008). *Smart Structures – Innovative Systems for Seismic Response Control*, CRC Press.
- Cifuentes, A.O. (1984). *System identification of hysteretic structures*, EERL 84-04, California Institute of Technology.
- Doebling, S.W., Farrar, C.R., Prime, M.B. and Shevitz, D.W. (1996). Damage identification and health monitoring of structural and mechanical systems from changes in their vibration characteristics: A literature review, *Los Alamos National Laboratory Report LA-13070-MS*.
- de Silva, C.W. (ed.) (2007). *Vibration Damping, Control, and Design*, CRC Press.
- Fujino, Y., Nishitani, A. and Mita, A. (2010). *Proceedings of 5th World Conference on Structural Control and Monitoring, (5WCSCM)*. Tokyo.
- K.Fujita, A.Ikeda, and I.Takewaki (2015). Application of story-wise shear building identification method to actual ambient vibration, *Frontiers in Built Environment* (Specialty Section: Earthquake Engineering), Volume 1, Article 2.
- Gawronski, W.K. (2004). *Advanced Structural Dynamics and Active Control of Structures*, Springer-Verlag.
- Ghanem, R. and Shinozuka, (1995). Structural-system identification I: Theory, *J. Engng. Mech.*, ASCE, **121**(2), 255-264.
- Guo, Jia, Li Wang and Izuru Takewaki (2018). Modal-based structural damage identification by minimum constitutive relation error and sparse regularization, *Structural Control and Health Monitoring*, Vol.25, No.12.
- Guo, Jia, Kailai Deng, Li Wang, Izuru Takewaki (2019). Physical-based parametrization and identification for frame-type structures using response sensitivity approach in time domain, *Structural Control and Health Monitoring*, Volume 26, Issue 10.
- Guo, Jia (2019). *Damage Identification of Structures by Minimum Constitutive Relation Error and Sparse Regularization*, PhD Thesis, Kyoto University, September, 2019.
- 濱本卓司, 小峯正大 (1998). 振動モニタリングによる偏心を有する多層建築物の損傷検出, 構造工学論文集, Vol.44B, pp.369–374, 1998.
- 濱本卓司, 森田高市, 勅使川原正臣(2002). 複数モードの固有振動数変化を用いた多層建築物の層損傷検出, 日本建築学会構造系論文集, No.560, pp.93-100.

- 濱本卓司, 森田高市, 相馬澄子(2006). 逐次最小二乗法による多層建築物の地震損傷追跡, 日本建築学会構造系論文集, No.603, pp.39-46.
- Hart, G.C. and Yao, J.T.P. (1977). System identification in structural dynamics. *J. Engng. Mech. Div.*, ASCE, 103(EM6), 1089-1104.
- Herrmann T. and Pradlwarter, H.J. (1998). Two-step identification approach for damped finite element models, *J. Engng. Mech.*, ASCE, **124**(6), 639-647.
- Hernandez-Garcia, M.R., Masri, S.F., Ghanem, R., Figueiredo, E., and Farrar, C.R. (2010a). An experimental investigation of change detection in uncertain chain-like systems. *J. Sound Vib.*, 329(12), 2395-2409.
- Hernandez-Garcia, M., Masri, S.F., Ghanem, R., Figueiredo, E. and Farrar, R.A. (2010b). A structural decomposition approach for detecting, locating, and quantifying nonlinearities in chain-like systems. *Structural Control and Health Monitoring*, 17(7), 761-777.
- Hjelmstad, K.D, Banan, Mo.R and Banan, Ma.R. (1995). On building finite element models of structures from modal response, *Earthquake Engng. Struct. Dyn.*, **24**, 53-67.
- Hjelmstad, K.D. (1996). On the uniqueness of modal parameter estimation, *J. Sound and Vib.*, **192**(2), 581-598.
- Hoshiya, M. and Saito, E. (1984). Structural identification by extended Kalman filter, *J. Engng. Mech.*, ASCE, **110**(12), 1757-1770.
- Housner, G., et al. (1997). Special issue; Structural control: past, present, and future. *J. Engng. Mech.*, ASCE, 123(9), 897-971.
- Housner GW, Masri SF, Chassiakos AG. (eds). (1994). *Proceedings of 1st World Conference on Structural Control*. IASC: Los Angeles, CA.
- 池田芳樹 (2009). モード情報との整合性を考慮したせん断振動型建物の層剛性の同定, 日本建築学会構造系論文集, Vol.76, No.646, pp.2237-2243.
- 池田芳樹 (2010). 実大 4 層鉄骨造建物の震動台実験を利用した非線形履歴システム同定法の検証, 日本建築学会技術報告集 第 16 巻 第 34 号, 895-898.
- Ikeda, A., Y.Minami, K.Fujita and I.Takewaki (2014a). Smart system identification of super high-rise buildings using limited vibration data during the 2011 Tohoku earthquake, *International Journal of High-Rise Buildings*, Vol.3, No.4, pp255-271.
- Ikeda, A., K.Fujita and I.Takewaki (2014b). Story-wise system identification of shear building using ambient vibration data and ARX model, *Earthquakes and Structures*, Vol.7, No.6, pp1093-1118.
- Ikhounane, F. and Rodellar, J. (2007). *Systems with hysteresis: Analysis, identification and control using Bouc-Wen model*, John Wiley & Sons Ltd., Chichester.
- Inman, D. (1989). *Vibration: with Control, Measurement, and Stability*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey.
- Johnson, E., and Smyth, A. (eds). (2006). *Proceedings of 4th World Conference on Structural Control and Monitoring, (4WCSCM)*. IASC: San Diego, CA.
- Juang, J.-N. and Phan, M.Q. (2001). *Identification and Control of Mechanical Systems*, Cambridge Univ Press.
- 金城陽介, 吉富信太, 竹脇 出(2012). 部分空間法と同定関数を用いた建築構造物のシステム同定, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造 II) , pp593-594.

- K. Kasai, A. Mita, H. Kitamura, K. Matsuda, T. Morgan, A. Taylor (2013). Performance of Seismic Protection Technologies During the 2011 Tohoku-Oki Earthquake, *Earthquake Spectra*, Special Issue on the 2011 Tohoku-Oki Earthquake and Tsunami, pp.265-294.
- Kitada, Y. (1998). Identification of nonlinear structural dynamic systems using wavelets, *J. Engng. Mech.*, ASCE, **124**(10), 1059-1066.
- 来田義弘(2000). ウェーブレットによる非線形構造システムの同定, 京都大学工学博士論文, 2000.3.
- Kobori, T. (1993, 2004). *Structural Control: Theory and Applications*. Kajima Publishing Co.
- Kobori, T, Inoue, Y, Seto, K, Iemura, H and Nishitani, A. (eds). (1998). *Proceedings of 2nd World Conference on Structural Control*. John Wiley & Sons: Kyoto.
- Koh, C.G, See, L.M and Balendra, T. (1991). Estimation of structural parameters in time domain: a substructure approach, *Earthquake Engng. Struct. Dyn.*, **20**, 787-801.
- 小寺 健三, 西谷 章, 沖原 有里奈 (2018). 限られた階の加速度記録のみに基づく 3 次スプライン補間による建物全層の応答推定, 2018 年, 83 巻, 746 号, pp.527-535.
- Kozin, F. and Natke H.G. (1986). System identification techniques, *Struct. Safety*, **3**, 269-316.
- Kuwabara, M., Yoshitomi, S. and Takewaki, I. (2013). A new approach to system identification and damage detection of high-rise buildings. *Structural Control and Health Monitoring*, 20(5), 703-727, 2013.
- Li, S.J., Yu, H., and Suzuki Y. (2004a). Identification of non-linear hysteretic systems with slip, *Computers and Structures*, 82, 157-165.
- Li, S.J., Suzuki, Y., and Noori, M. (2004b). Improvement of parameter estimation for non-linear hysteretic systems with slip by a fast Bayesian bootstrap Filter, *Int. J. of Non-Linear Mechanics*, 39, 1435-1445.
- Loh, C.-H. and Chung, S.-T. (1993). A three-stage identification approach for hysteretic systems, *Earthquake Eng and Struct Dyn*, 22(2), 129-150.
- Loss, C., S. Rossi and T. Tannert (2018). In-plane stiffness of hybrid steel-cross-laminated timber floor diaphragms. *J. Structural Engineering*, ASCE, 144(8): 04018128
- Loss, C. and A. Frangi (2017). Experimental investigation on in-plane stiffness and strength of innovative steel-timber hybrid floor diaphragms. *Engineering Structures*, 138: 229-244
- 前田朋宏, 吉富信太, 竹脇 出 (2011). 限定された地震観測記録とARXモデルを用いた建物の剛性・減衰同定法, 日本建築学会構造系論文集, No.666, pp.1415-1423.
- Masri, S.F., Miller, R.K., Saud, A.F. and Caughey, T.K. (1987). Identification of nonlinear vibrating structures (Part I, Part II), *J. of Applied Mech.*, ASME, 54, 918-929.
- Masri, S.F., Chassiakos, A.G. and Caughey, T.K. (1993). Identification of nonlinear dynamic systems using neural networks, *J. of Applied Mech.*, ASME, 60, 123-133.
- Minami, Y., Yoshitomi, S. and Takewaki, I. (2013). System identification of super high-rise building using limited vibration data during the 2011 Tohoku (Japan) earthquake. *Structural Control and Health Monitoring*, 20(11), 1317-1338.
- 南 良忠, 城野みなみ, 藤田皓平, 竹脇 出 (2013). 建物内部に未知の振動源を有する高層建物の曲げせん断型モデルと ARX モデルを用いた剛性同定法, 日本建築学会構造系論文集, 第 78 巻, 第 690 号, 2013 年 8 月, pp1405-1412.

- Nabeshima, K. and I.Takewaki (2017). Frequency-domain physical-parameter system identification of building structures with stiffness eccentricity, *Frontiers in Built Environment* (Specialty Section: Earthquake Engineering), Volume 3: Article 71.
- 鍋島国彦 (2019). 鉛直軸回りの回転運動を伴う建築物のシステム同定と水平軸回りの回転運動に対する剛体の転倒限界, 京都大学工学博士論文.
- 中村 充, 竹脇 出, 安井 譲, 上谷宏二 (2000). 限定された地震観測記録を用いた建築物の剛性と減衰の同時同定, 日本建築学会構造系論文集, No.528, pp.75-82.
- Omrani, R., Hudson, RE., and Taciroglu, E. (2012). Story-by-story estimation of the stiffness parameters of laterally-torsionally coupled buildings using forced or ambient vibration data: I. Formulation and verification, *Earthq. Eng. Struct. Dyn*; 41: 1609-1634.
- Pellicciari, M., Marano, G.C., Cuoghi, T., Briseghella, B., Lavorato, D. and Tarantino, A.M. (2018). Parameter identification of degrading and pinched hysteretic systems using a modified Bouc-Wen model, *Structure and Infrastructure Eng*, 14(12), 1573-1585.
- 鈴木遥也, 鍋島国彦, 藤田皓平, 竹脇 出 (2018). 複数部材損傷時の層剛性低下量における部材損傷寄与分に関する加法性を用いた損傷位置同定法, 日本建築学会構造系論文集, 2018年11月, 第83巻, 第753号, pp1607-1616.
- 鈴木 悠, 三田 彰 (2016). 少数の加速度センサを用いた出力のみによる建物の層間変形角推定手法, 日本建築学会構造系論文集, 2016年, 81巻, 725号, pp.1061-1070.
- Saadat, S., Buckner, G.D., Furukawa, T, and Noori, M.N. (2004). An intelligent parameter varying (IPV) approach for non-linear system identification of base excited structures, *Int. J. of Non-Linear Mechanics*, 39, 993-1004.
- Şafak, E. (1989). Adaptive modeling, identification, and control of dynamic structural systems. I: Theory. *J. Engng. Mech.*, ASCE, 115(11), 2386- 2405.
- Şafak, E. (1991). Identification of linear structures using discrete-time filters. *J. Struct. Eng.*, ASCE, Vol.117, No.10, pp.3064-3085.
- 斎藤知生 (1998). モード解析型多入力多出力ARXモデルを用いた高層建物のシステム同定, 日本建築学会構造系論文集, No.508, pp.47-54.
- Shinozuka, M. and Ghanem, R. (1995). Structural-system identification II: Experimental verification, *J. Engng. Mech.*, ASCE, **121**(2), 265-273.
- Shintani, K., S.Yoshitomi and I.Takewaki (2017). Direct linear system identification method for multi-story three-dimensional building structure with general eccentricity, *Frontiers in Built Environment* (Specialty Section: Earthquake Engineering), Volume 3: Article 17.
- Shintani, K., S.Yoshitomi, K.Fujita and I.Takewaki (2019). Stiffness and damping identification for asymmetric building frame with in-plane flexible floors, *Frontiers in Built Environment* (Specialty Section: Earthquake Engineering), Volume 5: Article 103.
- Shintani, K., S. Yoshitomi and I. Takewaki (2020). Model-free identification of hysteretic restoring-force characteristic of multi-plane and multi-story frame model with in-plane flexible floor, *Frontiers in Built Environment* (Specialty Section: Earthquake Engineering), Volume 6: Article 48.
- 塩田寿美子, 遠藤龍司, 登坂宣好 (2006). フィルタ理論に基づくフレーム構造物の損傷同定解析: 日本建築学会構造系論文集, No.605, pp.95-102.

- Soong, TT and Constantinou, MC (1994). *Passive and Active Structural Vibration Control in Civil Engineering*, International Center for Mechanical Sciences, Courses and Lectures, No.345.
- Takewaki, I. and Nakamura, M. (2005). Stiffness-damping simultaneous identification under limited observation, *J. Engng. Mech.*, ASCE, **131**(10), 1027-1035.
- Takewaki, I., Murakami, S., Fujita, K., Yoshitomi, S. and Tsuji, M. (2011). The 2011 off the Pacific coast of Tohoku earthquake and response of high-rise buildings under long-period ground motions, *Soil Dyn. Earthq. Eng.*, Vol.31, No.11, pp1511-1528, 2011.
- Takewaki, I., Nakamura, M. and Yoshitomi, S. (2011). *System Identification for Structural Health Monitoring*, WIT Press (UK).
- Takewaki, I. and Nakamura, M. (2010). Temporal variation of modal properties of a base-isolated building during an earthquake, *J. of Zhejiang University-SCIENCE A*, Vol.11, No.1, pp1-8.
- Tasbihgoo, F., Caffrey, J.P., and Masri, S.F. (2007). Development of data-based model-free representation of non-conservative dissipative systems, *Int. J. of Non-Linear Mechanics*, **42**, 99-117.
- Toussi, S. and Yao, J.T.P. (1983). Hysteresis identification of existing structures, *J. of Eng. Mech.*, ASCE, **109**(5), 1189-1202.
- Udwadia, F.E., Sharma, D.K. and Shah, P.C. (1978). Uniqueness of damping and stiffness distributions in the identification of soil and structural systems. *J. Appl. Mech.*, ASME, **45**, 181-187.
- Wang, L., Guo, J. and Takewaki, I. (2021). Real-time hysteresis identification in structures based on restoring force reconstruction and Kalman filter, *Mechanical Systems and Signal Processing*, Vol.150, 107297.
- Worden, K. and Manson, G. (2010). On the Identification of Hysteretic Systems, Part I: An Extended Evolutionary Scheme, *Proceedings of the IMAC-XXVIII*, February 1-4, 2010, Jacksonville, Florida USA.
- Yao, J.T.P. and Natke, H.G. (1994). Damage detection and reliability evaluation of existing structures, *Structural Safety*, **15**, 3-16.
- 吉富信太, 前田朋宏, 竹脇 出 (2009). 内部に未知の振動源を有する建物の剛性と減衰同定法, 日本建築学会構造系論文集, No.645, pp.1983-1991.
- Yoshitomi, S. and I.Takewaki (2009a). Noise-effect compensation method for physical-parameter system identification under stationary random input, *Structural Control and Health Monitoring*, **16**(3), 350-373.
- Yoshitomi, S. and I.Takewaki (2009b). Noise-bias compensation in physical-parameter system identification under microtremor input, *Engineering Structures*, **31**(2), 580-590.
- 吉元怜毅, 三田 彰 (2003a) : 部分空間法及び部分構造アプローチを用いた免震構造物の層剛性及び減衰の同時同定, 日本建築学会構造系論文集, No.569, pp.31-36, 2003.7.
- 吉元怜毅, 三田 彰 (2003b) : 多入力多出力モデルに基づく建築構造パラメターのオンライン同定, 日本建築学会構造系論文集, No.574, pp.39-44, 2003.12.
- Zhang, J., and Sato, T. (2006). Nonlinear hysteretic structural identification by utilizing on-line support vector regression, *Doboku Gakkai Ronbunshuu, A*, **62**(2), 312-322.

2章 剛床仮定が成立する偏心を有する立体構造物モデルの構面別剛性・減衰の同時同定

2.1 はじめに

第1章でも述べたように、これまでに、モーダルパラメーター同定に比べて物理パラメーター同定に関する研究は少ないものの、物理パラメーター同定に関してもいくつかの研究が行われている。例えば、中村と安井 (1999) は、兵庫県南部地震で被災した鉄骨建物（梁端破断）について、損傷部分の補強前後の状態での強制加振観測データを用いて、最小二乗法を用いた直接法を開発している。この手法では多数の測定箇所が必要であり、また1次元のせん断モデルにのみ対応していた。また、中村ら(2000)および Takewaki and Nakamura (2005) による研究では、Udwadia et al (1978) による研究に基づき、せん断建物モデルの特定の階における剛性と減衰係数を当該層の直上・直下層における水平加速度から推定する手法が提案された。しかし、中村ら(2000)および Takewaki and Nakamura (2005) によって提案された手法は、応答データのフーリエ変換から構成される関数の振動数ゼロの極限を推定する必要性から低周波範囲のノイズの影響が大きく、微振動を伴う実際の記録データへの適用において困難を伴うことが予想される。このようなノイズ問題は物理パラメーター同定においてはよく知られており、対処法として ARX モデルを用いた手法 (Kuwabara et al. (2013), 前田ら (2011), Minami et al. (2013)) が提案されている。これらの手法は非物理モデルのため、設定パラメーターは構造物の剛性や減衰を直接反映したものではない。そのためパラメーターと物理量の関連付けが必要となる。その他の物理パラメーター同定に関する研究については、第1章を参照されたい。

本章では、面内剛床を備えた二方向に複数鉛直構面を有する立体構造物を対象として、構面別物理パラメーターの同定手法を提案する。対象モデルの水平構面は、図 2.1 のように水平荷重を受けた際に面内に変形しない床（剛床）とし、2方向の複数鉛直構面が一体となり水平移動および鉛直軸回りの回転移動を行う。このモデルを剛床モデルと称する。

2.2 節においては、対象となる剛床立体せん断型モデルについて述べる。当該モデルは、水平2方向に複数の鉛直構面を有するモデルである。それぞれの構面の水平剛性はせん断モデルとして表現するものとする。次に 2.3 節においては、この剛床立体せん断型モデルの運動方程式を記述した後、運動方程式を未知同定パラメーターを未知数とする式に変換する。2.4 節では、線形域を対象とした同定問題と、その問題に対する同定アルゴリズムについて述べる。最後に 2.5 節では、数値例題により提案手法の妥当性と精度を検証する。その数値例題では、各層の外周が同一形状である多層モデルと、各層の外周形状が異なる多層モデルを扱い、ノイズのレベルに応じて同定精度がどのような影響を受けるかについて明らかにする。さらに、ノイズを除去して同定する方法についても言及する。

2.2 多層立体せん断モデルにおける同定

本節では、同定対象を図 2.1(a)に示すような偏心を有する N 層の剛床立体モデルとする。建物平面には x 軸あるいは y 軸に平行な通りを設定し、 y 軸に平行な通りを x 通り、 x 軸に平行な通りを y 通りと呼ぶ。建物の層数を N 、 x 通り数および y 通り数をそれぞれ 2 とし、層番号は下層から順に番号付けを行い、一般層を第 i 層 ($i=1, \dots, N$) と表す。通り番号は座標の小さい方から順に番号付けし、 x 通り名を x_j ($j=1, 2$)、 y 通り名を y_l ($l=1, 2$) と表す。モデルは各層の水平構面は同一形状である必要はなく、 x または y 軸に平行な 4 つの壁や骨組等に相当する鉛直構面が水平構面ごとに独立して構成される。また、 i 層目における鉛直構面の座標は $r_{xi}^{[x1]}, r_{xi}^{[x2]}, r_{yi}^{[y1]}, r_{yi}^{[y2]}$ 、重心 G_i の座標を r_{xi}^G, r_{yi}^G と表す。

各鉛直構面はせん断モデルとし、剛性 $k_{xi}^{[y1]}, k_{xi}^{[y2]}, k_{yi}^{[x1]}, k_{yi}^{[x2]}$ 、減衰係数 $c_{xi}^{[y1]}, c_{xi}^{[y2]}, c_{yi}^{[x1]}, c_{yi}^{[x2]}$ から構成され、剛心位置は各構面の剛性の同定時に決定されるため、既知である必要はない。質量は図 2.1(b)のように、第 i 層の各鉛直構面の通り x_j ($j=1, 2$)、 y_l ($l=1, 2$) の交点位置に質量点 $m_i^{[xj, yl]}$ を設定する。本モデルの x 軸に対し角度 ϕ から地動加速度 \ddot{y}_g を入力した際、 i 層目の重心の水平 x 軸並進変位 u_i 、 y 軸並進変位 v_i および垂直軸を中心とした回転角度を θ_i とし、全自由度は $3N$ である。第 i 層の第 yl 通り上の構面に平行な x 方向変位を $y_i^{[yl]}$ ($l=1, 2$)、第 xj 通り上の構面に平行な y 方向変位を $y_i^{[xj]}$ ($j=1, 2$) とする。これらの変位は次式で表される。

$$y_i^{[yl]} = u_i - L_{yi}^{[yl]} \theta_i \quad (l=1, 2) \quad (2.1)$$

$$y_i^{[xj]} = v_i + L_{xi}^{[xj]} \theta_i \quad (l=1, 2) \quad (2.2)$$

$$L_{yi}^{[yl]} = (r_{yi}^{[yl]} - r_{yi}^G) \quad (2.3)$$

$$L_{xi}^{[xj]} = (r_{xi}^{[xj]} - r_{xi}^G) \quad (2.4)$$

なお、右上添え字の $[]$ は通り位置を表すものとする。以下の式展開において、数式表現の一般化のため、最下層、最上層については厳密には成立しない表現も含まれるが、第 0 層、第 $N+1$ 層等実際に存在しない自由度や要素は無視するものとする。

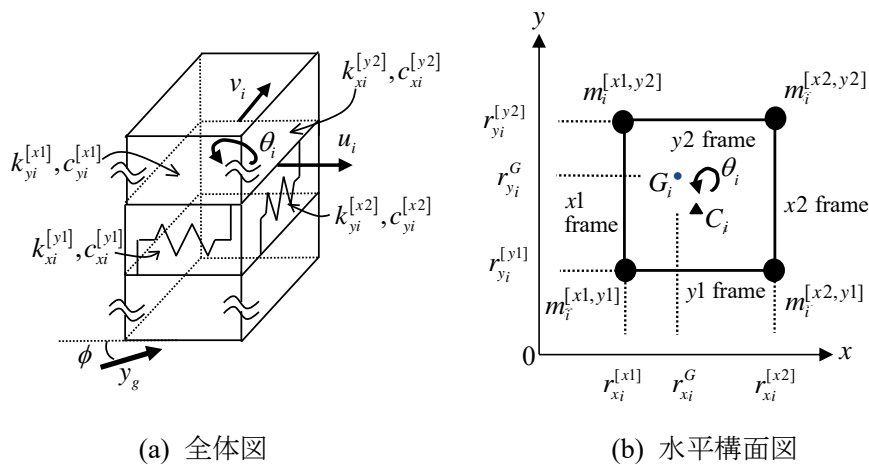


図 2.1 剛床多層モデル

2.3 運動方程式

図 2.2, 2.3, 2.4 は, それぞれ x, y の並進成分および並進によるモーメントについて示している. 質量行列を \mathbf{M} , 減衰係行列を \mathbf{C} , 剛性行列を \mathbf{K} とすると, 重心に作用する x, y 方向の力のつりあいと重心まわりのモーメントのつりあいを表す運動方程式は次のように表される.

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{y}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{y}} + \mathbf{K}\mathbf{y} = -\mathbf{M}\mathbf{r}\ddot{y}_g \quad (2.5)$$

ここで, ベクトル \mathbf{r} と重心の並進変位と回転からなるベクトル \mathbf{y} は次のように表される.

$$\mathbf{r} = \left[\underbrace{\cos \phi \cdots \cos \phi}_N \underbrace{\sin \phi \cdots \sin \phi}_N \underbrace{0 \cdots 0}_N \right]^T \quad (2.6)$$

$$\mathbf{y} = [u_1 \cdots u_N \quad v_1 \cdots v_N \quad \theta_1 \cdots \theta_N]^T \quad (2.7)$$

また, 質量行列 \mathbf{M} は, 以下のように表される.

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \mathbf{m}_x & \mathbf{0} \\ & \mathbf{m}_y \\ \mathbf{0} & \mathbf{m}_r \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

$$\mathbf{m}_x = \mathbf{m}_y = \text{diag}(m_1, \dots, m_i, \dots, m_N) \quad (2.9)$$

$$\mathbf{m}_r = \text{diag}(m_{r1}, \dots, m_{ri}, \dots, m_{rN}) \quad (2.10)$$

第 i 層における質量と慣性モーメントは, 次式のように表される.

$$m_i = \sum_{j=1}^2 \sum_{l=1}^2 m_i^{[xj,yl]}, \quad m_{xj}^{[yl]} = \sum_{j=1}^2 m_i^{[xj,yl]}, \quad m_{yl}^{[xj]} = \sum_{l=1}^2 m_i^{[xj,yl]} \quad (2.11)$$

$$m_{ri} = \sum_{l=1}^2 m_{xi}^{[yl]} (L_{yi}^{[yl]})^2 + \sum_{j=1}^2 m_{yi}^{[xj]} (L_{xi}^{[xj]})^2 \quad (2.12)$$

$$\mathbf{m}_y^{[xj]} = \left\{ m_{y1}^{[xj]} \cdots m_{yi}^{[xj]} \cdots m_{yN}^{[xj]} \right\} \quad (2.13)$$

次に, 剛性行列 \mathbf{K} は, 以下のように表される.

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{xx} & \mathbf{0} & \mathbf{K}_{xr} \\ \mathbf{0} & \mathbf{K}_{yy} & \mathbf{K}_{yr} \\ \mathbf{K}_{rx} & \mathbf{K}_{ry} & \mathbf{K}_{rr} \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

$$\mathbf{K}_a = \sum_{i=1}^N \left(\sum_{j=1}^2 \mathbf{K}_{ai}^{[xj]} + \sum_{l=1}^2 \mathbf{K}_{ai}^{[yl]} \right) \quad (2.15)$$

上式の添え字 a は, (2,14)式の xx, xr, rx, yy, yr, rr より表現される. また, $\mathbf{K}_{ai}^{[yj]}$ および $\mathbf{K}_{ai}^{[yl]}$ は構面剛性 \mathbf{k}_{ai} のみを非零要素とする $N \times N$ 行列であり, \mathbf{k}_{ai} は $N \times N$ 行列の $(i-1, i)$ 行, $(i-1, i)$ 列に対応しており, 以下のように表される.

$$\mathbf{k}_{xxi} = \sum_{l=1}^2 k_{xi}^{[yl]} \mathbf{T}, \quad \mathbf{k}_{xri} = \mathbf{k}_{rxi}^T = \sum_{l=1}^2 k_{xi}^{[yl]} \mathbf{L}_{yi}^{[yl]} \quad (2.16), (2.17)$$

$$\mathbf{k}_{yyi} = \sum_{j=1}^2 k_{yi}^{[xj]} \mathbf{T}, \quad \mathbf{k}_{yri} = \mathbf{k}_{ryi}^T = \sum_{j=1}^2 k_{yi}^{[xj]} \mathbf{L}_{xi}^{[xj]} \quad (2.18), (2.19)$$

$$\mathbf{k}_{rri} = \sum_{j=1}^2 \mathbf{k}_{rri}^{[xj]} + \sum_{l=1}^2 \mathbf{k}_{rri}^{[yl]}, \quad (2.20)$$

$$\mathbf{k}_{rri}^{[yl]} = k_{xi}^{[yl]} \mathbf{L} \mathbf{L}_{yi}^{[yl]}, \quad \mathbf{k}_{rri}^{[xj]} = k_{yi}^{[xj]} \mathbf{L} \mathbf{L}_{xi}^{[xj]} \quad (2.21), (2.22)$$

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

$$\mathbf{L}_{yi}^{[yl]} = \begin{bmatrix} -L_{y(i-1)}^{[yl]} & L_{yi}^{[yl]} \\ L_{y(i-1)}^{[yl]} & -L_{yi}^{[yl]} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{L}_{xi}^{[xj]} = \begin{bmatrix} L_{x(i-1)}^{[xj]} & -L_{xi}^{[xj]} \\ -L_{x(i-1)}^{[xj]} & L_{xi}^{[xj]} \end{bmatrix} \quad (2.24), (2.25)$$

$$\mathbf{L} \mathbf{L}_{yi}^{[yl]} = \begin{bmatrix} (L_{y(i-1)}^{[yl]})^2 & -L_{yi}^{[yl]} L_{y(i-1)}^{[yl]} \\ -L_{yi}^{[yl]} L_{y(i-1)}^{[yl]} & (L_{yi}^{[yl]})^2 \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

$$\mathbf{L} \mathbf{L}_{xi}^{[xj]} = \begin{bmatrix} (L_{x(i-1)}^{[xj]})^2 & -L_{xi}^{[xj]} L_{x(i-1)}^{[xj]} \\ -L_{xi}^{[xj]} L_{x(i-1)}^{[xj]} & (L_{xi}^{[xj]})^2 \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

減衰は剛性比例減衰とし, 減衰行列 \mathbf{C} は以下のように表される.

$$\mathbf{C} = \left(\frac{2h}{\omega} \right) \mathbf{K} \quad (2.28)$$

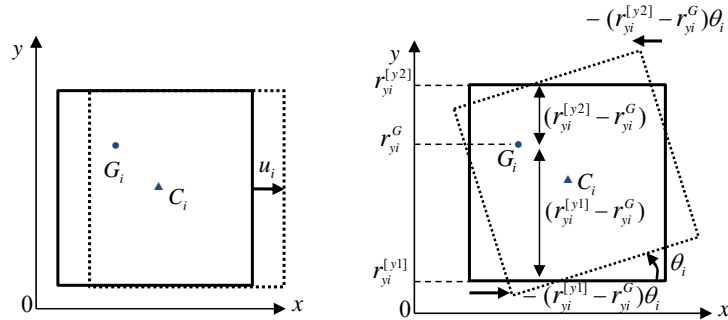


図 2.2 x 方向並進変位と重心周りの回転による x 方向変位

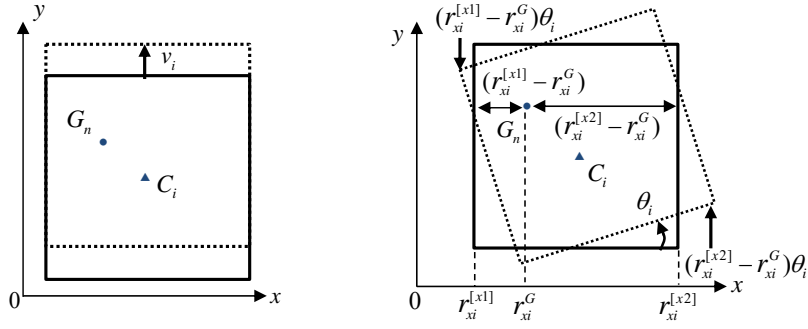


図 2.3 y 方向並進変位と重心周りの回転による y 方向変位

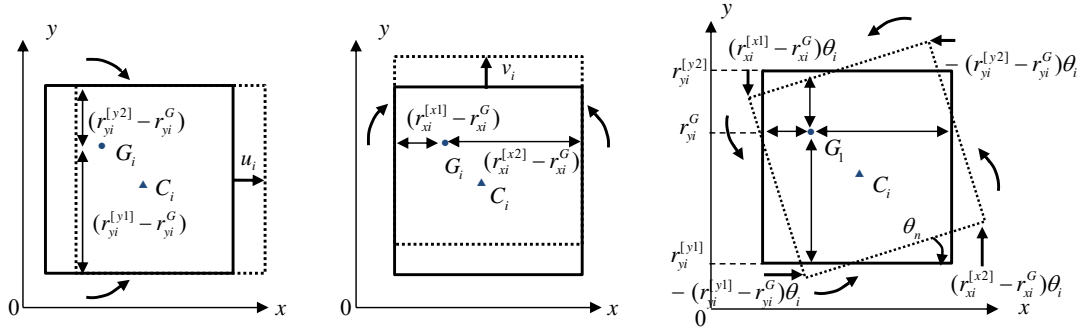


図 2.4 各並進に対応するモーメント

2.4 システム同定の定式化

本節では、質量が既知の剛床立体モデルに対する提案手法の定式化について説明する。

提案手法の特徴として、剛心位置を指定する必要がなく、運動方程式における両辺の誤差が最小化されるように、未知数である剛性および減衰係数のベクトル Θ を決定する。この Θ を次のように設定する。

$$\Theta = \left[\mathbf{k}_x^{[y1]} \quad \mathbf{k}_x^{[y2]} \quad \mathbf{k}_y^{[x1]} \quad \mathbf{k}_y^{[x2]} \quad \mathbf{c}_x^{[y1]} \quad \mathbf{c}_x^{[y2]} \quad \mathbf{c}_y^{[x1]} \quad \mathbf{c}_y^{[x2]} \right]^T \quad (2.29)$$

$$\mathbf{k}_x^{[yl]} = (k_{x1}^{[yl]}, \dots, k_{xi}^{[yl]}, \dots, k_{xN}^{[yl]}) \quad (2.30)$$

$$\mathbf{k}_y^{[xj]} = (k_{y1}^{[xj]}, \dots, k_{yi}^{[xj]}, \dots, k_{yN}^{[xj]}) \quad (2.31)$$

$$\mathbf{c}_x^{[yl]} = (c_{x1}^{[yl]}, \dots, c_{xi}^{[yl]}, \dots, c_{xN}^{[yl]}) \quad (2.32)$$

$$\mathbf{c}_y^{[xj]} = (c_{y1}^{[xj]}, \dots, c_{yi}^{[xj]}, \dots, c_{yN}^{[xj]}) \quad (2.33)$$

ここで、ある時刻 t における(2.5)式の運動方程式を、 $\mathbf{H}(t)$ 、 $\mathbf{Z}(t)$ 、 Θ を用いて次式のように変形する。

$$\mathbf{H}(t)\Theta = \mathbf{Z}(t) \quad (2.34)$$

行列 $\mathbf{Z}(t)$, $\mathbf{H}(t)$ は既知量を用いて次式のように表わされる.

$$\mathbf{Z}(t) = -\mathbf{M} \left\{ \ddot{\mathbf{y}}(t) + \mathbf{r} \ddot{y}_g(t) \right\} \quad (2.35)$$

$$\mathbf{H}(t) = \begin{bmatrix} \mathbf{H}_x^{[y1]} & \mathbf{H}_x^{[y2]} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \dot{\mathbf{H}}_x^{[y1]} & \dot{\mathbf{H}}_x^{[y2]} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{H}_y^{[x1]} & \mathbf{H}_y^{[x2]} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \dot{\mathbf{H}}_y^{[x1]} & \dot{\mathbf{H}}_y^{[x2]} \\ \mathbf{H}_r^{[y1]} & \mathbf{H}_r^{[y2]} & \mathbf{H}_r^{[x1]} & \mathbf{H}_r^{[x2]} & \dot{\mathbf{H}}_r^{[y1]} & \dot{\mathbf{H}}_r^{[y2]} & \dot{\mathbf{H}}_r^{[x1]} & \dot{\mathbf{H}}_r^{[x2]} \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

上式における添え字 a は x, y, r を表し, 添え字 b は $y1, y2, x1, x2$ を表す. また, $\mathbf{H}_a^{[b]}(t)$ は小行列 $\mathbf{h}_{ai}^{[b]}(t)$ のみを非零要素とする $N \times N$ 行列であり, \mathbf{k}_{ai} は $N \times N$ 行列の $(i-1, i)$ 行, i 列に対応しており, 以下のように表される.

$$\mathbf{h}_{xi}^{[yl]}(t) = \mathbf{T} \mathbf{u}_i(t) + \mathbf{L}_{yi}^{[yl]} \boldsymbol{\theta}_i(t) \quad (2.37)$$

$$\mathbf{h}_{yi}^{[xj]}(t) = \mathbf{T} \mathbf{v}_i(t) + \mathbf{L}_{xi}^{[xj]} \boldsymbol{\theta}_i(t) \quad (2.38)$$

$$\mathbf{h}_{ri}^{[yl]}(t) = \mathbf{L}_{yi}^{[yl]T} \mathbf{u}_i(t) + \mathbf{L} \mathbf{L}_{yi}^{[yl]} \boldsymbol{\theta}_i(t) \quad (2.39)$$

$$\mathbf{h}_{ri}^{[xj]}(t) = \mathbf{L}_{xi}^{[xj]T} \mathbf{v}_i(t) + \mathbf{L} \mathbf{L}_{xi}^{[xj]} \boldsymbol{\theta}_i(t) \quad (2.40)$$

$$\mathbf{u}_i(t) = \begin{Bmatrix} u_{i-1}(t) \\ u_i(t) \end{Bmatrix}, \quad \mathbf{v}_i(t) = \begin{Bmatrix} v_{i-1}(t) \\ v_i(t) \end{Bmatrix}, \quad \boldsymbol{\theta}_i(t) = \begin{Bmatrix} \theta_{i-1}(t) \\ \theta_i(t) \end{Bmatrix} \quad (2.41)$$

(2.34)式はあらゆる時刻において成立すべき式であり, これを満たす $\boldsymbol{\Theta}$ を推定する. 本問題設定において, ある時刻における誤差情報のみでは, 条件式数より未知数のパラメーター数が多く解が不定となる. このため, 複数時刻ごとの誤差情報を用いた一括最小二乗法と同様の手法を用いることで, ある範囲の時間における両辺の誤差の二乗和が最小となる $\boldsymbol{\Theta}$ が求められる. (2.34)式の両辺の誤差は次式のように表される.

$$\mathbf{e}(t) = \mathbf{H}(t) \boldsymbol{\Theta} - \mathbf{Z}(t) \quad (2.42)$$

時刻 t_1 から t_2 における誤差 $\mathbf{e}(t)$ の二乗和は次式で表される.

$$\begin{aligned} E &= \sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{e}^T(t) \cdot \mathbf{e}(t) \\ &= \sum_{t=t_1}^{t_2} \left[\boldsymbol{\Theta}^T \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \boldsymbol{\Theta} - 2 \boldsymbol{\Theta}^T \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) + \mathbf{Z}^T(t) \mathbf{Z}(t) \right] \end{aligned} \quad (2.43)$$

(2.43)式の $\boldsymbol{\Theta}$ に関する極値は次式を満足する.

$$\frac{\partial E}{\partial \Theta} = 2 \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \right] \Theta - 2 \sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) = 0 \quad (2.44)$$

(2.44)式を Θ について解けば、次の同定式が導出できる。

$$\Theta = \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \right]^{-1} \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) \right] \quad (2.45)$$

これより未知係数ベクトル Θ が推定される。

2.5 数値例題

本節では、2.4 節において提案した同定手法の妥当性を確認するため、シミュレーションにより得られた時刻歴加速度応答を計測データとみなした数値例題を提示する。

システム同定では、推定対象の現時点における性能把握を行うため精度が求められる。また実際には、諸条件による影響が同定精度に関わると考えられるため、様々な条件における本同定法の精度を明らかにする。

2.5.1 項では、各層外周が同一形状である多層モデルを対象とし、推定値と設定値の精度比較を行う。2.5.2 項においては、各層外周形状が異なるモデルを対象とし、入力波の種類、推定に用いるデータの範囲、ノイズによる影響について検討する。

2.5.1 外周が同一形状である多層モデル

対象モデルは、図 2.5 に示す外周構面のみを有する 5 層剛床モデルとし、時刻歴応答解析を行ってそれを計測データと見なす。すなわち、本項では時刻歴応答解析により得られた応答値を入力データとして用い、各構面ごとの剛性および減衰係数を直接推定する。

各層の各通り上における鉛直構面要素、及び重心位置や質量・平面サイズ等の諸元を表 2.1 に示す。減衰特性は剛性比例減衰とする。その際、1 次固有振動数に対する減衰定数を 0.02 とする。また、入力地震動としては El Centro 1940 NS 波を用いており、地動入力方向を表す x 軸からの入射角度は、 x 、 y 軸方向の構面が同程度の変形をする一例として 45 度とした。なお、一般に力の割合が大きい自由度の推定精度が高いことから、入射角度による入力差は、入力が小さい方向の構面の相対的な同定精度低下につながるが、他の入射角度を用いた検証より、全体の同定精度には問題ないことを確認している。

本解析ケースは、表 2.1 に示す諸元を用い、ある時間帯の時刻ごとの剛性を推定するための例として 10 秒間のデータ数における時刻歴応答波形データにより推定を行う。特に断らない限りこの設定を用いる。すなわち、振動データに対して 10 秒間のデータ数を用いる場合には、時間増分ごとに 10 秒間のデータ数を用いた同定を全時間帯に対して行い、その平均値を推定結果とする。なお、本モデルにおける観測点は各層床の対角線上の 2 点および地動における水平 2 方向の計 22 点である。また対象モデルの x 並進、 y 並進および回転に対する固有振動数と各層の 1 次モード形を表 2.2 および図 2.6 に示す。

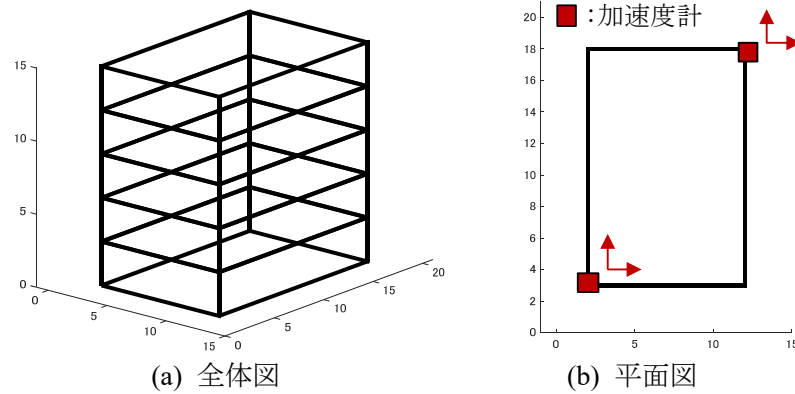


図 2.5 5層モデル(外周が同一形状)

表 2.1 モデル諸元

Number of stories	Coordinates of center of mass Gn (r_{xn}^G, r_{yn}^G) in m		
	5-story	G1= (7,10.5)	G2= (7,10.5)
G4= (7,10.5)		G5= (7,10.5)	
frame stiffness (kN/m)			
$k_{x1}^{[y1]} = 3500$	$k_{x1}^{[y2]} = 2000$	$k_{y1}^{[x1]} = 2000$	$k_{y1}^{[x2]} = 3000$
$k_{x2}^{[y1]} = 3000$	$k_{x2}^{[y2]} = 2500$	$k_{y2}^{[x1]} = 3000$	$k_{y2}^{[x2]} = 2000$
$k_{x3}^{[y1]} = 3500$	$k_{x3}^{[y2]} = 2000$	$k_{y3}^{[x1]} = 2500$	$k_{y3}^{[x2]} = 3000$
$k_{x4}^{[y1]} = 3300$	$k_{x4}^{[y2]} = 2500$	$k_{y4}^{[x1]} = 2000$	$k_{y4}^{[x2]} = 2500$
$k_{x5}^{[y1]} = 3500$	$k_{x5}^{[y2]} = 2000$	$k_{y5}^{[x1]} = 2500$	$k_{y5}^{[x2]} = 2000$
plan size (m)		Nodal Mass (kg)	
Lx=10	Ly=15	16,500	

表 2.2 5層3自由度ねじれモデルの固有振動数 (Hz)

5層 3自由度 ねじれ モデル	x並進	$f_{x1} = 0.40$	$f_{x2} = 1.17$	$f_{x3} = 1.82$	$f_{x4} = 2.63$	$f_{x5} = 3.44$
	y並進	$f_{y1} = 0.39$	$f_{y2} = 1.12$	$f_{y3} = 1.82$	$f_{y4} = 2.40$	$f_{y5} = 2.75$
	回転	$f_{r1} = 0.58$	$f_{r2} = 1.69$	$f_{r3} = 2.26$	$f_{r4} = 2.73$	$f_{r5} = 3.96$

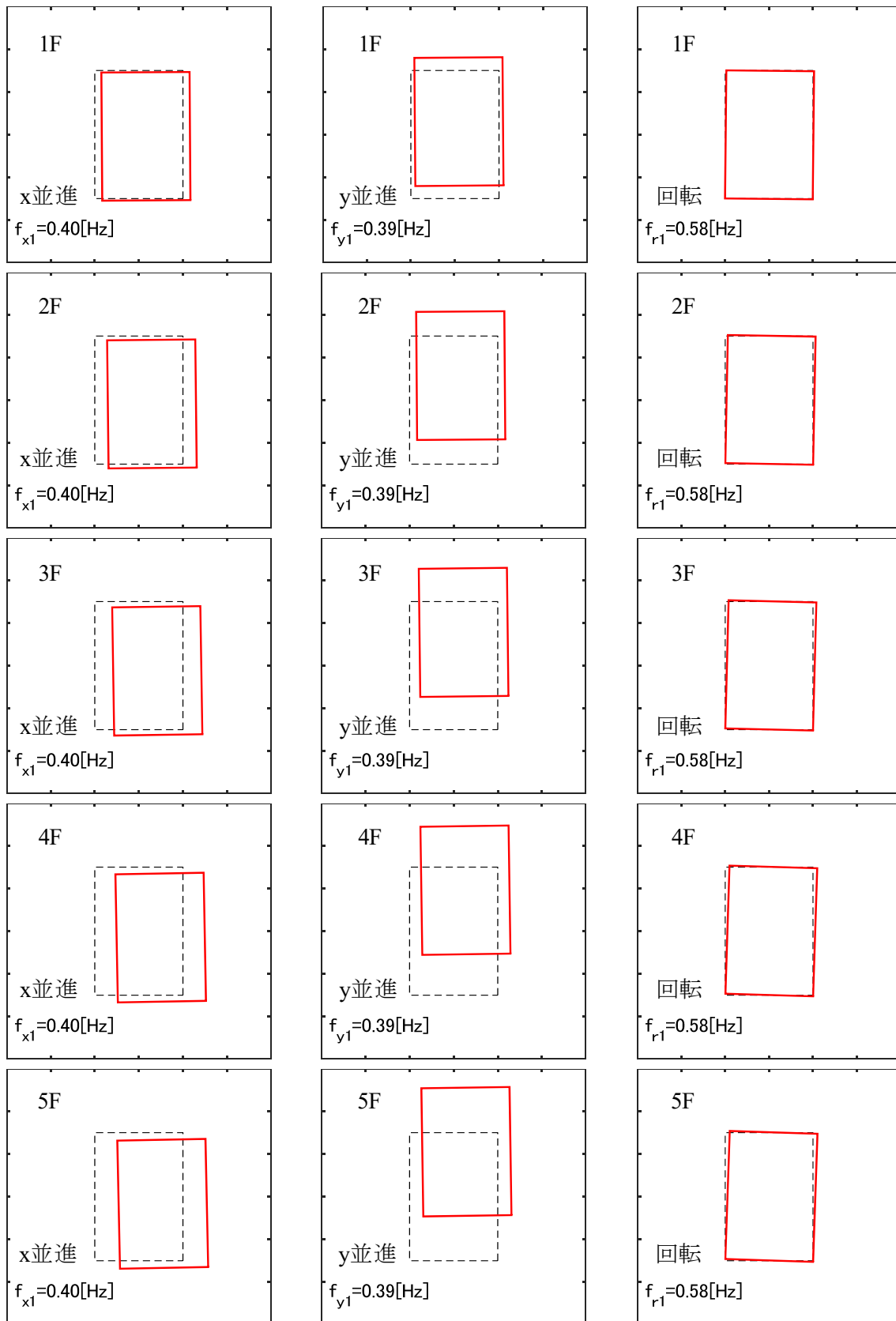


図 2.6 各層における固有モード形状 (1-3 次)

次に、解析ケースにおける同定について示す。本解析ケースとして、表 2.1 の諸元の条件の下で、図 2.7 に示す El Centro 1940 NS 波を入力する。

提案手法により推定した結果と設定値の比較を図 2.8 に示す。各層、各通りの鉛直構面における推定値は設定値と一致することがわかる。

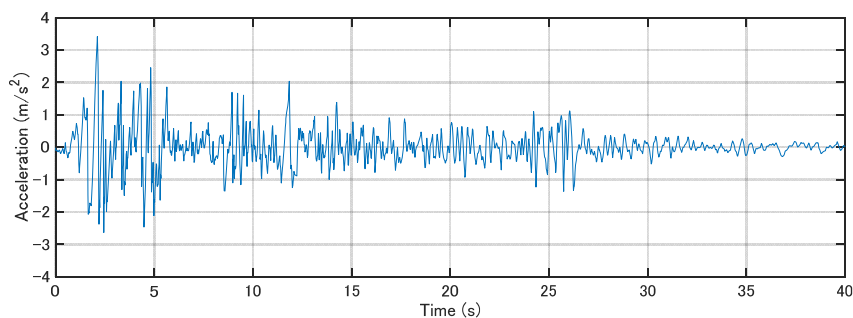
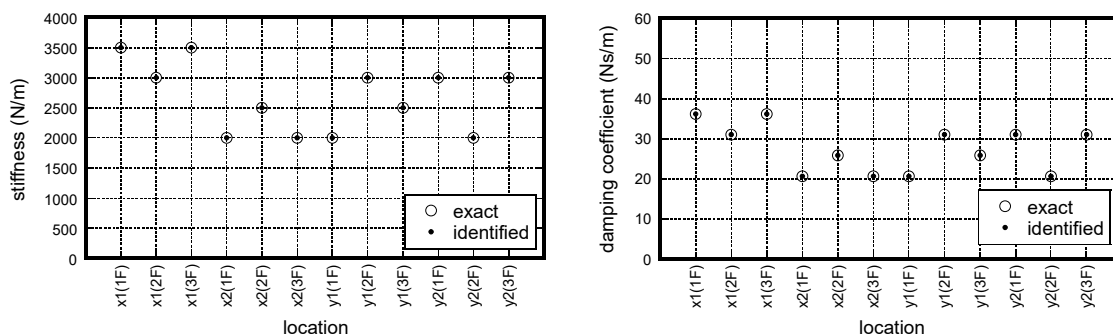


図 2.7 入力波ケース(a) : El Centro 1940 NS 波の加速度波形



(a) 剛性比較図

(b) 減衰係数比較図

図 2.8 真値と推定値の比較 (El Centro NS)

2.5.2 各層外周形状が異なる 3 層モデル

本項では各層外周形状が異なる 3 層モデルにおける同定精度の検証を行う。対象モデルは、図 2.9 に示す 3 層モデルとし、モデルの諸元を表 2.3 に示す。解析モデルは前項の多層モデルと同様に減衰特性は剛性比例減衰とした 1 次の減衰定数 0.02 とする。

基本ケースとして、入力地震動は入力波ケース(a): El Centro 1940 NS 波とする。地動入力方向を表す x 軸からの入射角度は、 x 、 y 軸方向の構面が同程度の変形をする一例として 45 度とし、前項と同様に他入射角度においても同定精度に問題がないことを確認している。同定に用いるデータ数は 10 秒間であり、本モデルにおける観測点は各層床の対角線上の 2 点および地動における水平 2 方向の計 14 点である。また対象モデルの x 並進、 y 並進および回転に対する固有振動数と各層の 1 次モード形を表 2.4 および図 2.10 に示す。

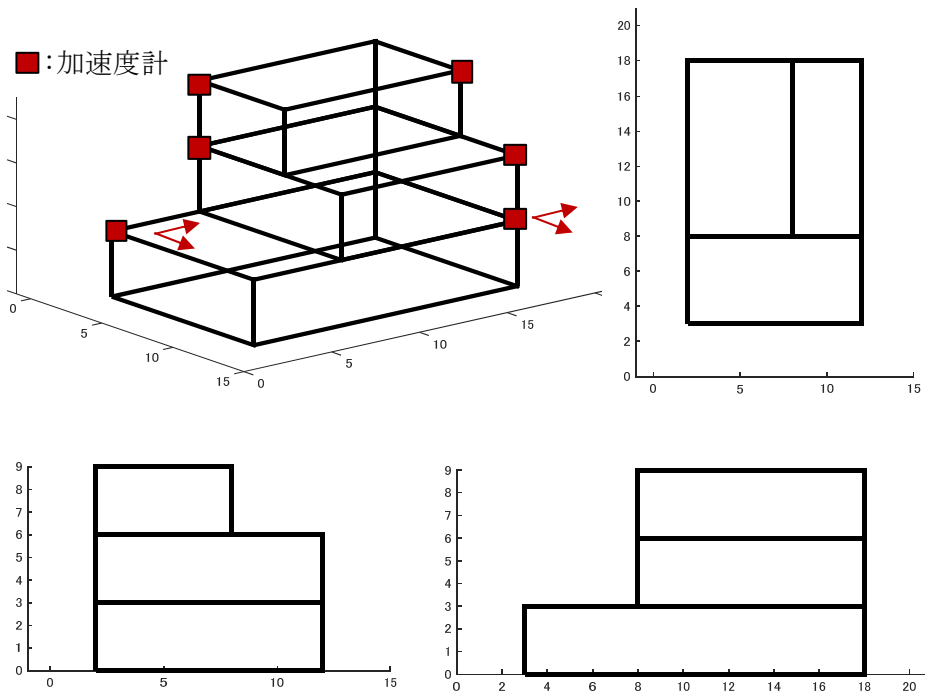


図 2.9 各層外周形状が異なる 3 層モデル

表 2.3 モデル諸元

Number of stories	Coordinates of center of mass $G_n (r_{xn}^G, r_{yn}^G)$ in m		
	3-story	G1= (7,10.5)	G2= (7,13)
frame stiffness (kN/m)			
$k_{x1}^{[y1]} = 3500$	$k_{x1}^{[y2]} = 2000$	$k_{y1}^{[x1]} = 2000$	$k_{y1}^{[x2]} = 3000$
$k_{x2}^{[y1]} = 3000$	$k_{x2}^{[y2]} = 2500$	$k_{y2}^{[x1]} = 3000$	$k_{y2}^{[x2]} = 2000$
$k_{x3}^{[y1]} = 3500$	$k_{x3}^{[y2]} = 2000$	$k_{y3}^{[x1]} = 2500$	$k_{y3}^{[x2]} = 3000$
plan size (m)		Nodal Mass (kg)	
Lx=10	Ly=15	16,500	

表 2.4 3層3自由度のねじれモデルの固有振動数 (Hz)

3層 3自由度 ねじれ モデル	x並進	$f_{x1} = 0.63$	$f_{x2} = 1.78$	$f_{x3} = 2.63$
	y並進	$f_{y1} = 0.62$	$f_{y2} = 1.72$	$f_{y3} = 2.55$
	回転	$f_{r1} = 0.97$	$f_{r2} = 2.53$	$f_{r3} = 3.68$

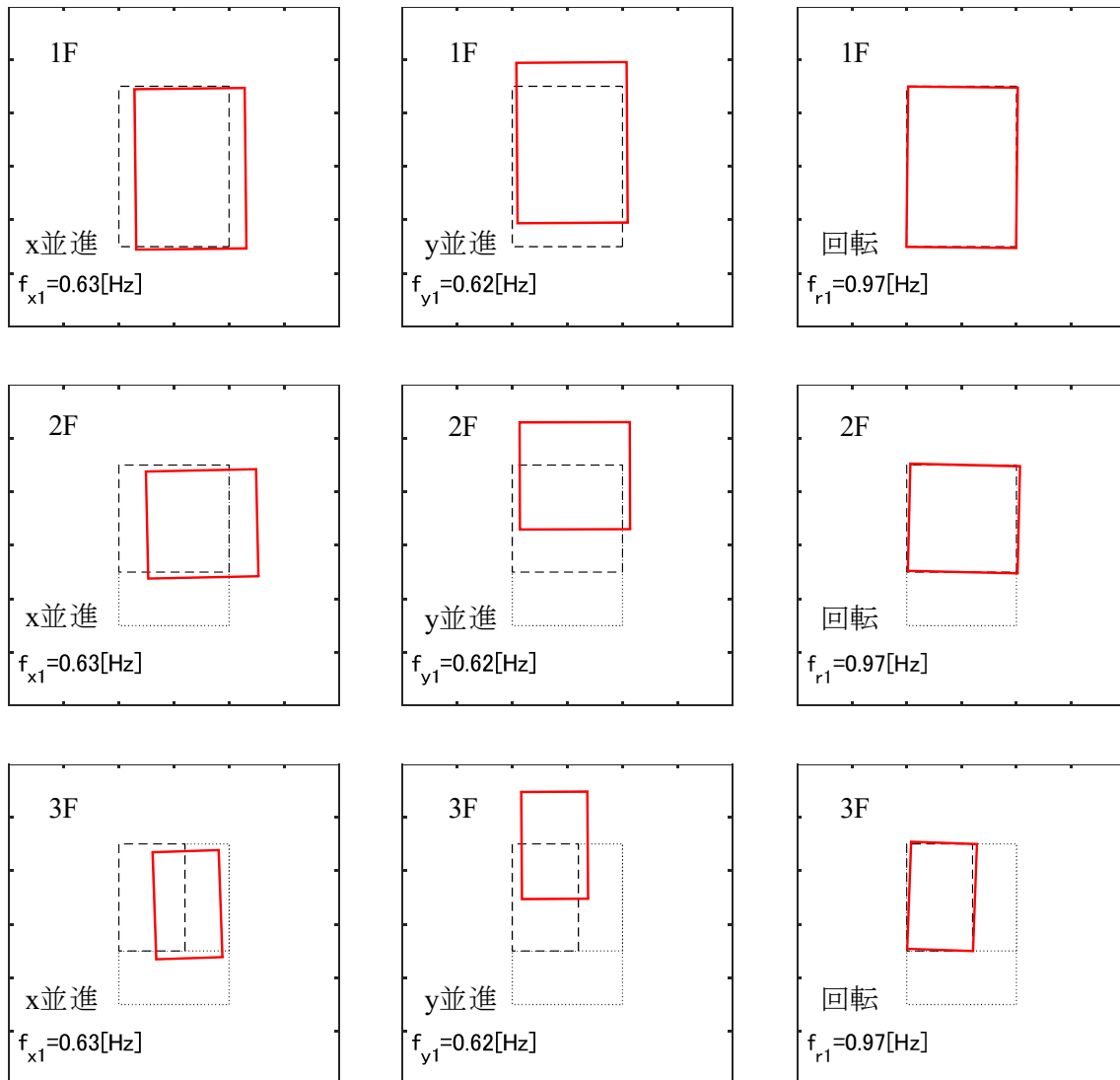


図 2.10 各層における固有モード形状 (1-3 次)

(1) 基本解析ケースにおける同定

基本解析ケースとして、表 2.1 の諸元の条件の下で、図 2.7 に示す El Centro 1940 NS 波を入力する。

提案手法により推定した結果と設定値の比較を図 2.11 に示す。各層、各通りの鉛直構面剛性の推定値は設定値と一致することがわかる。

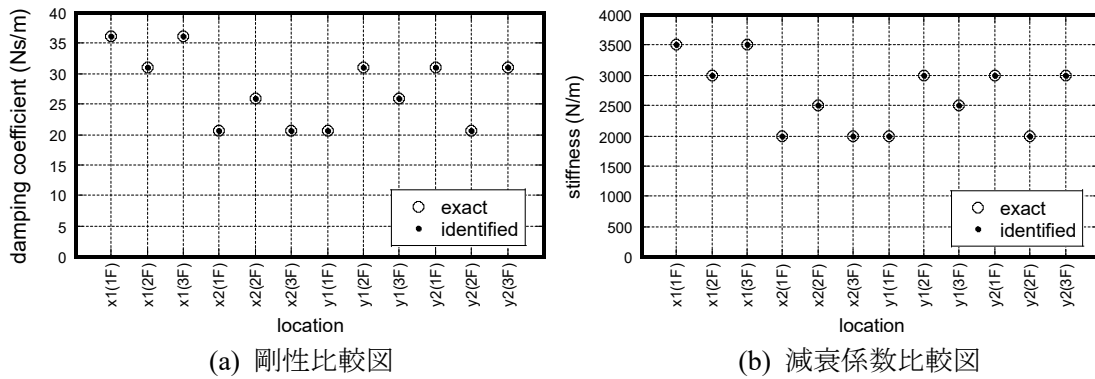


図 2.11 真値と推定値の比較 (El Centro NS)

(2) ホワイトノイズを付与した場合における同定結果

観測値にノイズが含まれている場合を想定し、同定精度への影響について考察を行う。各自由度の応答加速度データに対し、それぞれ独立した 0.075-150(rad/s)のホワイトノイズを付与し提案手法による推定した。なおノイズレベルは各自由度波形の RMS 値に対するノイズの RMS 値の割合により表し 5%とする。

検証は基本解析ケースを用い、入力波を El Centro NS 波とし、地動入力方向を表す x 軸からの入射角度は 45 度とする。図 2.12 は本入力波に対する同定結果である。

ノイズを付与する前の同定結果と比較し、ノイズの増大に伴い推定剛性精度は徐々に減少するが、減衰係数の精度低下が大きいことが読み取れる。この現象は、システム同定の分野ではよく認識される傾向と合致する。

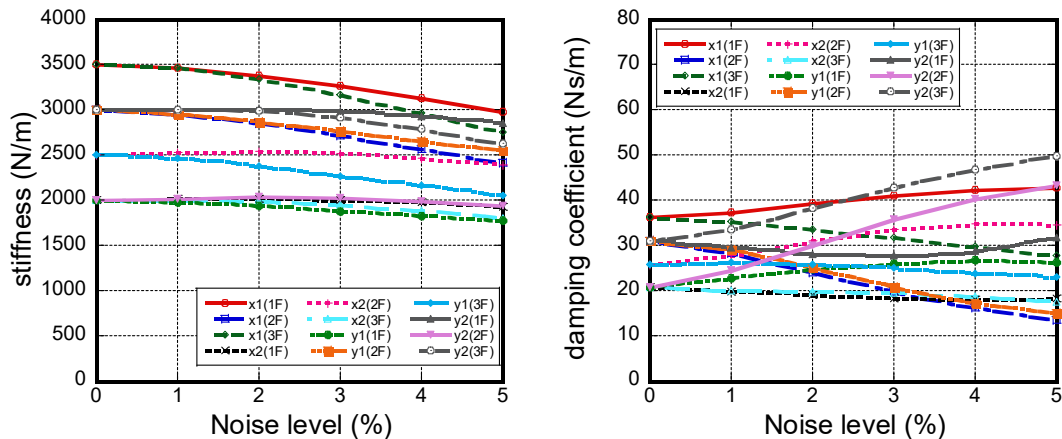
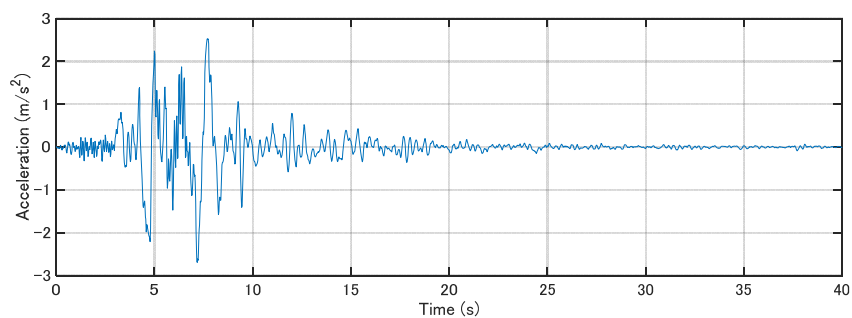


図 2.12 ノイズによる剛性と減衰係数の精度変化 (El Centro NS)

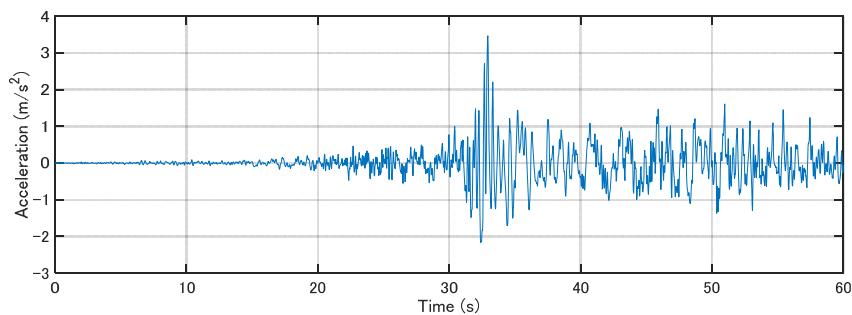
(3) 異なる入力波による同定

基本解析ケースである表 2.1 の諸元を用いる．図 2.13 に示す Kobe Univ. NS 波 (Hyogoken-Nanbu 1995) と Hachinohe NS 波 (Tokachioki 1968) を入力波とする．

図 2.14(a), (b)は，それぞれの入力データおよびノイズ付与した出力データから導出した同定結果である．これらの検証から入力地震波の違いによる同定精度の差異はあるが，前述の El Centro NS 波と同様の傾向が確認された．

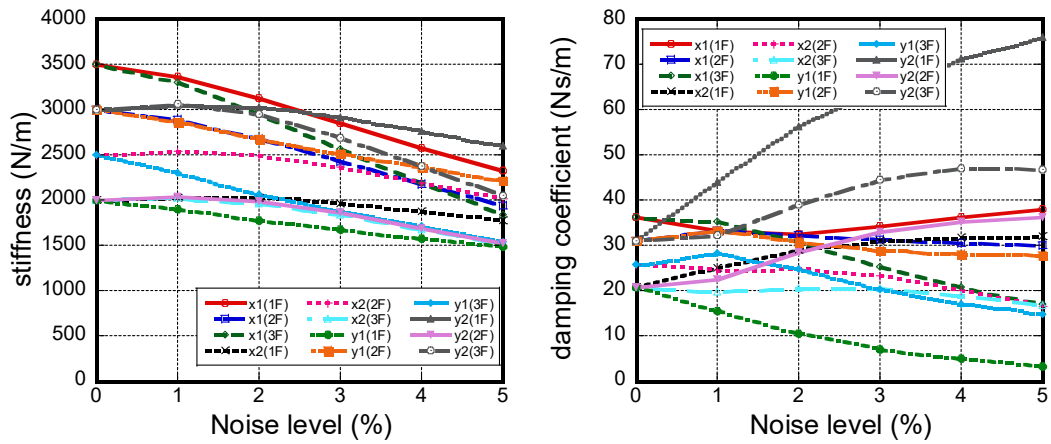


(a) Kobe Univ. NS 波 (Hyogoken-Nanbu 1995)

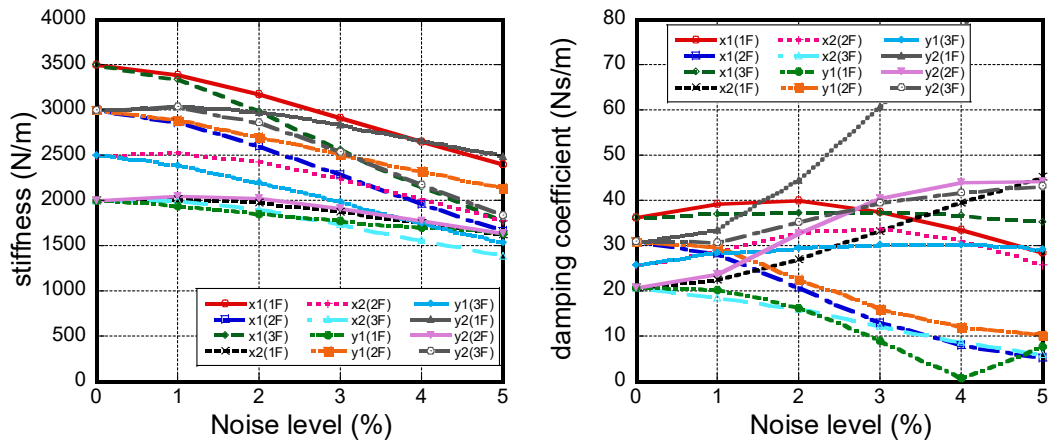


(b) Hachinohe NS 波 (Tokachioki 1968)

図 2.13 入力加速度波形



(a) Kobe Univ. NS 波 (Hyogoken-Nanbu 1995)

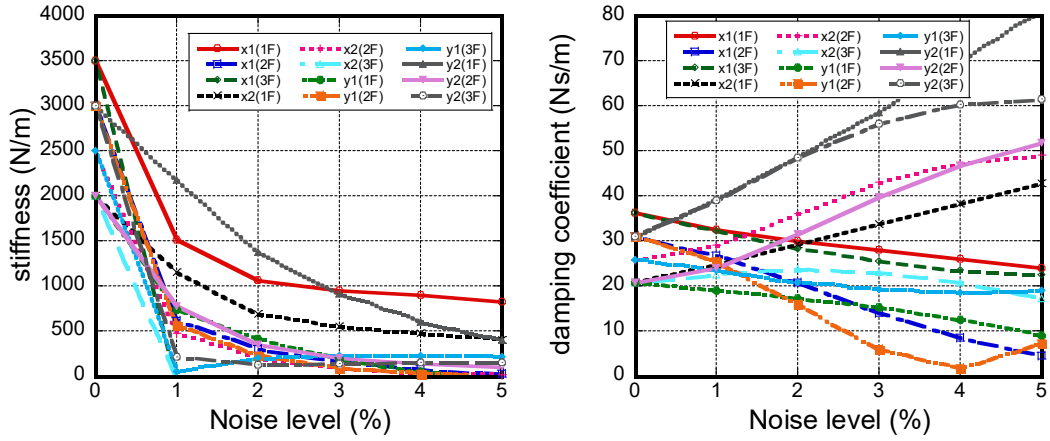


(b) Hachinohe NS 波 (Tokachioki 1968)

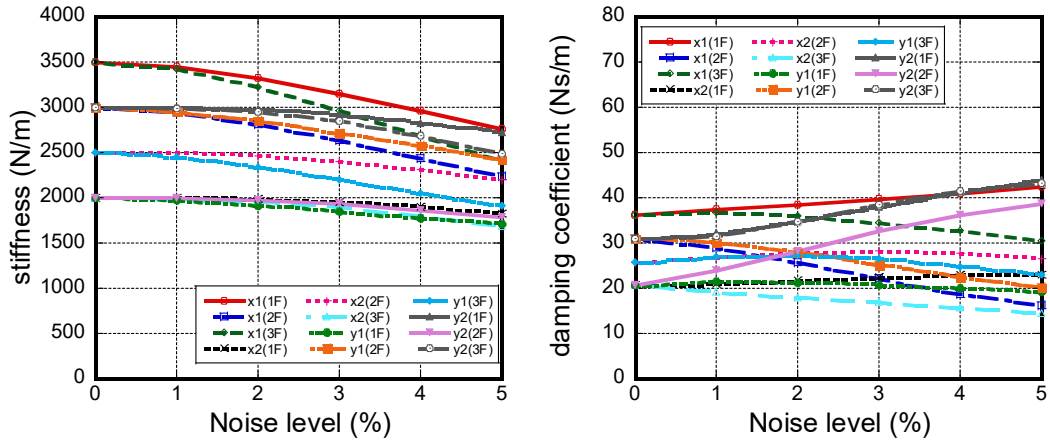
図 2.14 ノイズレベルによる剛性と減衰係数の精度変化

(4) データ範囲の検討

推定に用いるデータ数を変更した場合における精度検証を行う。入力波を El Centro 1940 NS 波とした基本解析ケースを用い、検証のため、極端なデータ範囲例として 0.4, 20 秒間のデータ数における時刻歴応答波形データにより推定を行う。図 2.15 は各データ数を用いた場合の推定結果である。基本ケースである 10 秒間のデータ数と比較し、出力データにノイズを含まない場合はどのようなデータ範囲であっても精度よく同定可能である。一方、ノイズを付与した場合、同定に用いるデータ数が少ないほど精度が低下する。また、一定以上よりデータ範囲を増大させても精度の改善は確認されない。



(a) データ数 0.4 秒



(b) データ数 20 秒

図 2.15 データ範囲を変更した場合の同定結果のノイズレベルによる精度変化 (El Centro NS)

(5) ノイズの除去について

ノイズを付与した応答加速度に対し、特異値分解を用いた低ランク近似手法を用いてノイズの影響を低減し、同定精度の向上を図る。

図 2.16 のように、観測した構面の計測データを m_d 個の部分データとして抽出し $m_d \times n_d$ の行列 \mathbf{A} とすると、特異値分解より次式が成立する。なお、抽出する部分データの時間幅は同一となるように分割する。なお、 R は 0 ではない特異値成分の数とする。

$$\mathbf{A} = \mathbf{U}\mathbf{D}\mathbf{V}^T = \sum_{i=1}^R \sigma_i \mathbf{u}_i \mathbf{v}_i^T \quad (2.46)$$

$$\mathbf{U} = [\mathbf{u}_1 \ \mathbf{u}_2 \ \cdots \ \mathbf{u}_i \ \cdots \ \mathbf{u}_{m_d}] \quad \mathbf{V} = [\mathbf{v}_1 \ \mathbf{v}_2 \ \cdots \ \mathbf{v}_i \ \cdots \ \mathbf{v}_{n_d}] \quad (2.47)$$

$$\mathbf{u}_i = [u_{i1} \ u_{i2} \ \cdots \ u_{im_d}]^T \quad \mathbf{v}_i = [v_{i1} \ v_{i2} \ \cdots \ v_{in_d}]^T \quad (2.48)$$

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \mathbf{D}_e & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad \mathbf{D}_e = \text{diag}(\sigma_1 \ \sigma_2 \ \cdots \ \sigma_R) \quad (2.49)$$

\mathbf{D} の対角要素である特異値と第1... i ... r 特異値のフロベニウスノルム比を $v(i)$ とし、設定閾値を満足する特異値の有効階数 r を決定する.

$$v(i) = \sqrt{\sum_{i=1}^r \sigma_i^2} / \sqrt{\sum_{i=1}^R \sigma_i^2} \geq 0.98 \quad (2.50)$$

これらの条件を満たす特異値と特異ベクトルを用いて、次式に示す行列 $\mathbf{A}_{denoise}$ をノイズ処理後の分割した応答データとする.

$$\mathbf{A}_{denoise} = \sum_{i=1}^r \sigma_i \mathbf{u}_i \mathbf{v}_i^T \quad (2.51)$$

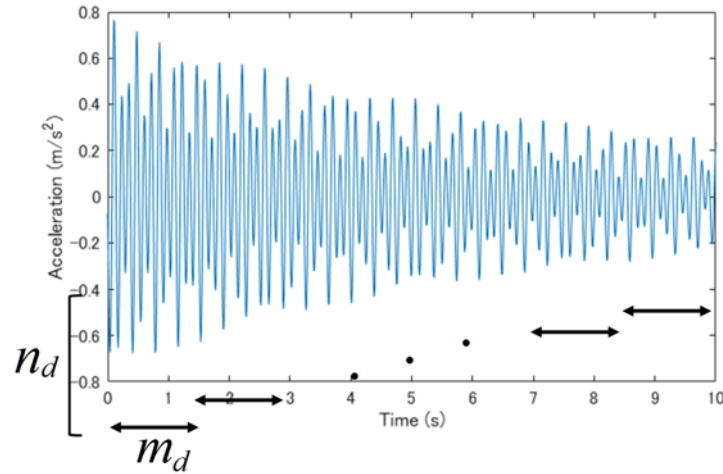


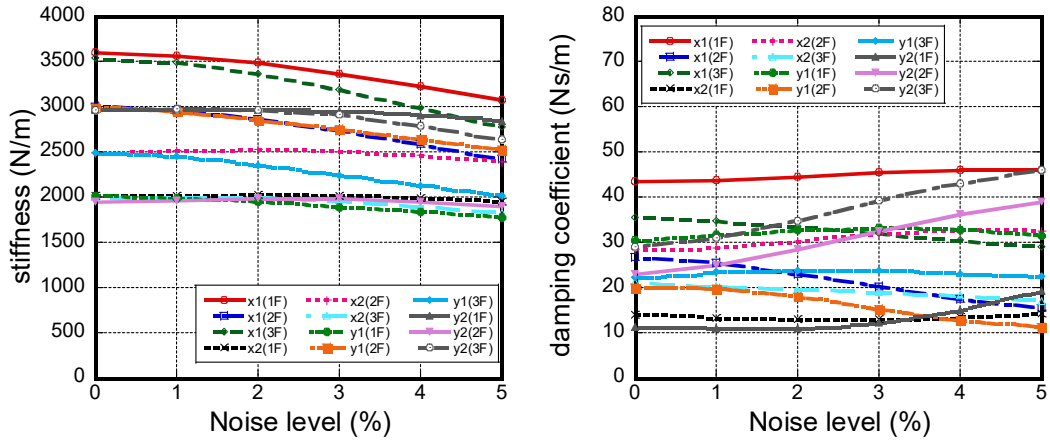
図 2.16 計測データの分割

図 2.17 は、2.5.2 項の (2)および(3)と同条件の下で、ノイズの影響を低減した出力値を用いた剛性と減衰係数の同定結果である．横軸にノイズレベルをとっている．

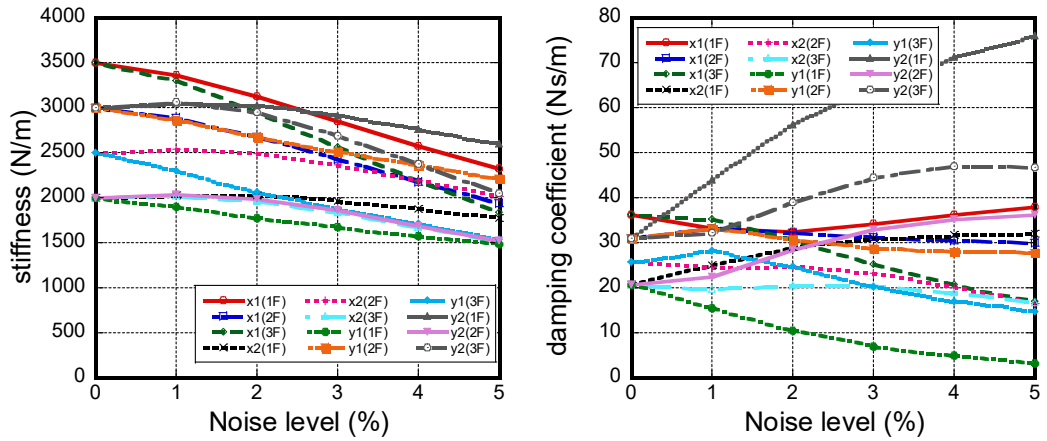
El Centro 1940 NS における同定結果においてはノイズ低減の効果がみられるものの、Hyogoken-Nanbu 1995 (Kobe Univ. NS)波、Hachinohe 1968 NS の同定結果にはあまり変化が見られない．これはノイズとオリジナルデータの分離が適切になされていないことを示す．この原因として、特異値の主成分をどのランクまで用いるかの判断を行うため、比較する波形間の相関性が高いほどノイズと原波の分離が可能となるという特性が挙げられる．

本提案手法においては、観測波形を時間軸で分割し、分割した波形を対象に特異値の比率が設定した閾値(今回はフロベニウスノルム値で 0.98)となるよう低ランク近似を採用している．分割数の設定は観測波形の固有振動数を参考に行っているため、比較する波形の相関性に影響を受けることから、観測波形がある卓越振動数を有する場合に効果が高いと考え

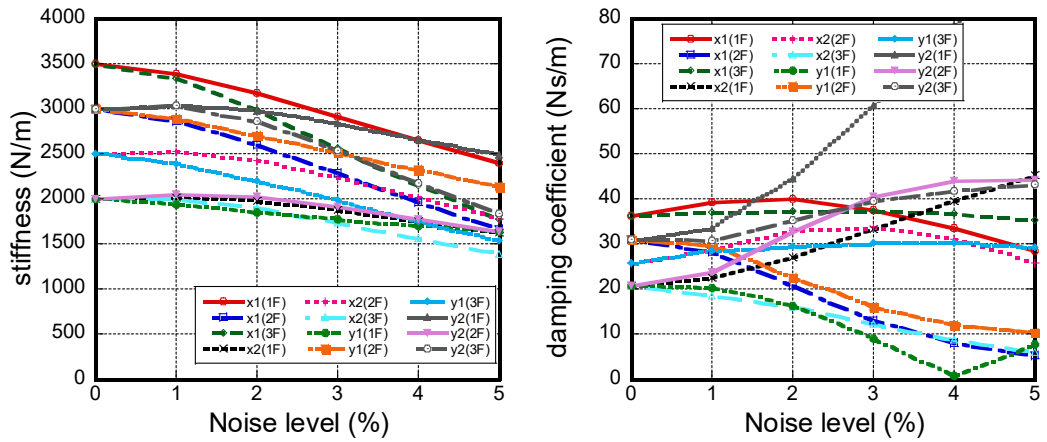
られる。図 2.18(a)は、El Centro 1940 NS を入力した際のノイズを含む観測波形から推定した伝達関数であり、これらを参考に卓越周期を含むように分割した観測波形を用い、特異値の有効階数ごとの応答波形例および対応するフロベニウスノルム比を図 2.18(b)に示す。



(a) El Centro 1940 NS

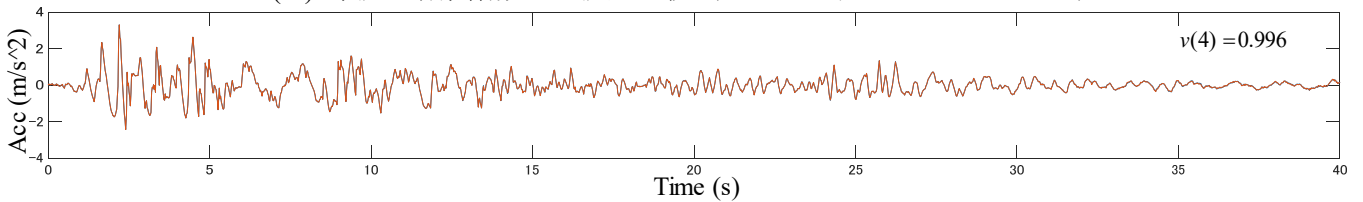
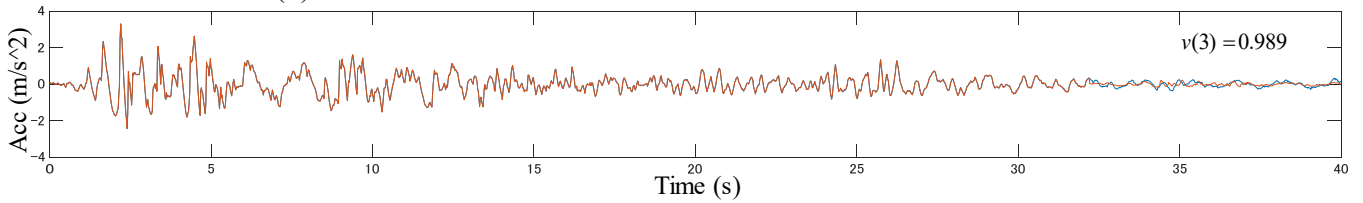
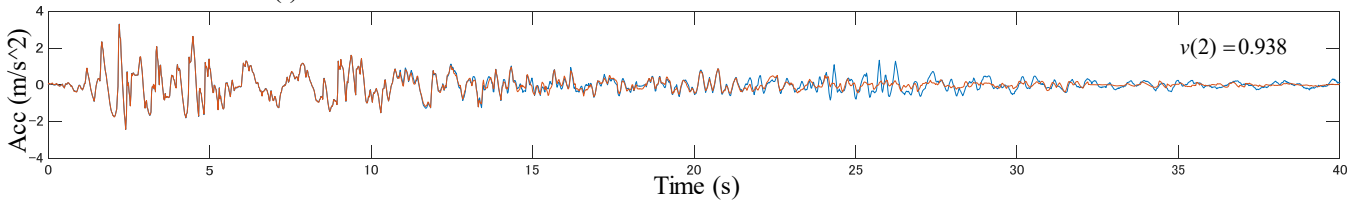
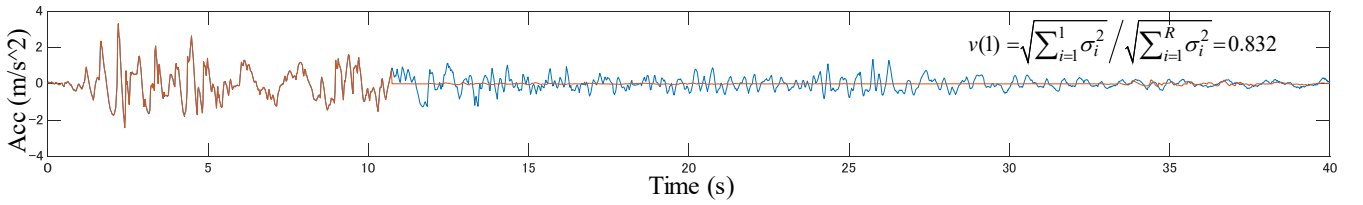
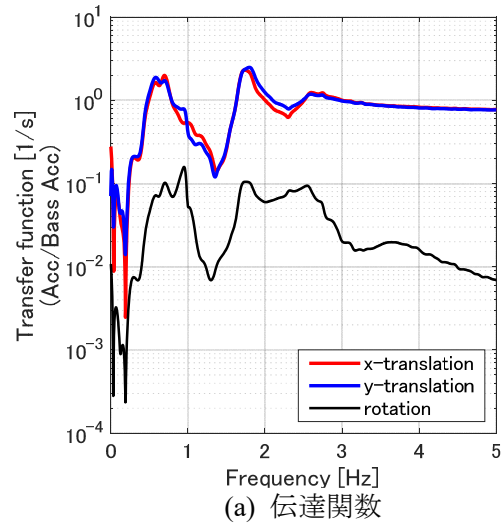


(b) Kobe Univ. NS 波 (Hyogoken-Nanbu 1995)



(c) Hachinohe NS 波 (Tokachioki 1968)

図 2.17 ノイズ除去による精度比較



(b) 観測波形比較

図 2.18 El Centro 1940 NS 入力における伝達関数と観測波形例

2.6 まとめ

本章においては、剛床を有する立体骨組について、床の水平加速度から剛性および減衰係数を推定する線形システム同定法を提案した。また、地震応答解析により得られた応答データを観測値と見なす数値例題を実施し、推定精度の検証を行った。以下に要点を示す。

- (1) 床が面内に変形しない剛床立体せん断モデルについて、剛性と減衰係数を直接推定するために、各層の構面ごとに対し同定が可能な複数時刻の誤差情報を用いた離散測定データのバッチ処理最小二乗推定法を提案した。
- (2) 同定のために必要な観測データは、地動データおよび各層の並進および回転に関するデータである。なお観測値は加速度のみを想定し、速度および変位データは周波数領域での積分手法を用いて導出している。本手法の特徴として事前に偏心位置（剛性の中心位置）を指定する必要がない点である。
- (3) 剛床を備えた複数モデルの数値例題により、提案手法の妥当性の検証を行った。応答値にノイズ成分を含まない場合、地震波の違いなどによる同定精度の差異はなく、設定値と推定値が良く対応する。この傾向は床形状を問わず同一である。
- (4) 応答値に対しホワイトノイズを付与する場合、ノイズレベルが高くなるにつれ、同定精度は徐々に低下するが、ノイズレベルを制限することで、入力波の特性により差異はあるものの、一定の精度を維持することができる。
- (5) 同定に用いるデータ数が少ないほど、剛性および減衰係数の推定結果はノイズによる影響を大きく受ける傾向がある。このため、一定以上のデータ数を用いて同定を行う必要がある。
- (6) ノイズ除去処理は比較する波形間の相関性が高いほどノイズと原波の分離が可能となる。このため、観測波形の卓越振動数を参考に分割した波形を対象とした際には、観測波形がある周波数において卓越している場合に効果が高いと考えられる。
- (7) 本同定理論には一般性があるため、床の面内剛性を指定することで、面内剛性を考慮した立体建物構造に拡張可能である。この手法は次章以降に示す。

[参考文献]

- Kuwabara, M., Yoshitomi, S. and Takewaki, I. (2013). "A new approach to system identification and damage detection of high-rise buildings." *Struct. Control Health Monitoring*, 20(5), 703-727.
- 前田朋宏, 吉富信太, 竹脇 出 (2011). 限定された地震観測記録と ARX モデルを用いた建築物の剛性・減衰同定法, 日本建築学会構造系論文集, 第 76 巻, 第 666 号, 2011 年 8 月, pp1415-1423.
- Minami, Y., Yoshitomi, S. and Takewaki, I. (2013). "System identification of super high-rise buildings using limited vibration data during the 2011 Tohoku (Japan) earthquake," *Struct. Control Health Monitoring*, 20: 1317-1338.
- 中村 充, 安井 譲 (1999). 微動測定に基づく地震被災鉄骨建物の層損傷評価, 日本建築学会構造系論文集, No. 517, pp.61-68.
- 中村 充, 竹脇 出, 安井 譲, 上谷宏二 (2000). 限定された地震観測記録を用いた建築物の剛性と減衰の同時同定, 日本建築学会構造系論文集, No.528, pp.75-82.
- Takewaki, I. and Nakamura, M. (2005). "Stiffness-damping simultaneous identification under limited observation," *J. Eng. Mech., ASCE*; 131(10): 1027-1035.
- Udwadia, F.E., Sharma, D.K. and Shah, P.C. (1978). "Uniqueness of damping and stiffness distributions in the identification of soil and structural systems," *J. Applied Mech., ASME*; 45: 181-187.

3章 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の剛性・減衰同時同定

3.1 はじめに

建物の維持管理の面からは構造体の効率的な改修が必要であり，建物の部位別の損傷度や健全性を直接評価できる手法が社会的に望まれている．前章では，実務設計上よく用いられる立体モデルの部位別（構面別）の剛性及び減衰係数を推定する手法として剛床仮定が成立するモデルに対する手法を提示した（Shintani et al. 2017）．

一方，健全性評価を行なうことが社会的要請として高い建物では剛床仮定が成立しない場合が多いことから（木造軸組構法建物の耐震設計マニュアル編集委員会 2004，あるいは吹き抜けや階段を有する建物），柔らかく変形する床組の挙動を考慮した同定理論が望まれている（Loss and Frangi 2017, Loss et al. 2018）．建物の構造設計では通常，RC スラブが存在する場合を剛床仮定が成立する場合と呼んでいる．剛性の定量的な定義が存在するわけではなく，剛床仮定が成立しないモデルでは，その仮定をはずした構造解析が行われている．また，剛床仮定が成立するスラブと成立しない床面が混在する場合などでは，成立するスラブによる移行せん断力の確認等が行われる．本論文では，床面が面内に剛なモデルを2章で扱い，それ以外のモデルを柔なモデルとして本章で取り扱う．

最近の研究として，Loss らは，鉄骨骨組を対象としてその床組に CLT 板を採用したシステムを提案し，CLT 板の床組としての力学特性について検討している．その際にも，剛床仮定が成立しないモデルに対するシステム同定法の展開が求められている（Loss and Frangi 2017, Loss et al. 2018）．

このような背景を踏まえ，本章では，複数の鉛直構面で構成され，面内の剛性が有限である水平構面で連結された立体建物を対象とし，各鉛直構面の各層の応答を計測して鉛直と水平の構面別の剛性や減衰係数を推定する手法を構築する（Shintani et al. 2019）．これまでに，床の面内剛性を考慮したシステム同定に関する研究は非常に限定されている．その理由としては，剛床仮定が成立しないことにより，挙動そのものが複雑になることと，同定するパラメーターの数が飛躍的に多くなることが挙げられる（Loss and Frangi 2017, Loss et al. 2018）．また，同定に必要な観測点数が飛躍的に多くなり，現実の問題として観測の実現性に困難が生じることなどが挙げられる．

本章では，既往の研究（田中と吉富 2014）において扱われている柔床の1層1×1 スパン建物を多層及び内部構面を有するモデルに拡張し，立体せん断モデルで表現される任意の構面数および構面配置のモデルに対し，各構面が別々の挙動を行う仮定の下で，偏心率の制限がないモデルに対する手法を提案する．

3.2 節では，柔床建物のモデル化について説明する．3.3 節では，モデルの変位・力の設定について述べる．その中では，モデル自由度の設定，鉛直構面要素の荷重変形関係，床要素（水平構面）の荷重変形関係，モデル自由度の設定と運動方程式について説明する．次に，

3.4 節では、鉛直構面要素および床要素の剛性及び減衰係数同定法について説明する。最後に、3.5 節では、数値例題を示す。その数値例題では、外周構面のみを有する多層モデルおよび内部構面を有する多層モデルを扱う。本章では 2 章と同様に、ノイズレベルが同定精度に及ぼす影響を明らかにする。また、ノイズ除去の方法についても言及する。

3.2 柔床建物のモデル化

柔床とは、地震荷重などの水平荷重により水平変形をおこす床を指し、床がせん断剛性及びせん断減衰係数を持つ。木造などの建物は、床の水平変形量が大きく、各垂直構面が別々の挙動をとるため、柔床としての特徴を備える。本章では、図 3.1 のような柔床を有する多層多スパン立体せん断モデルを対象とする。本モデルは、柔床を表す水平構面と、壁等に相当する鉛直構面で構成される。建物平面には x 軸あるいは y 軸に平行な通りを設定し、 y 軸に平行な通りを x 通り、 x 軸に平行な通りを y 通りと呼ぶ。建物の層数を N 、 x 通り数を m 、 y 通り数をそれぞれ n とし、層番号は下層から順に番号付け、一般層を第 i 層 ($i=1, \dots, N$) と表す。通り番号は座標の小さい方から順に番号付けし、 x 通り名を x_j ($j=1, \dots, m$)、 y 通り名を y_l ($l=1, \dots, n$) と表す。また、隣接する通り間をスパンと呼び、 x_j 通りと $x_{(j+1)}$ 通り間の x スパン名を x_j ($j=1, \dots, m-1$)、 y_l 通りと $y_{(l+1)}$ 通り間の y スパン名を y_l ($l=1, \dots, n-1$) と表す。 x 方向及び y 方向スパン長さを $L_x^{[j]}$ 、 $L_y^{[l]}$ ($j=1, \dots, m-1, l=1, \dots, n-1$) とする。

質量は x 通りと y 通りの交点上に配置するものとし、第 i 層、第 x_j 通り、第 y_l 通りに設置された質量を $m_i^{[x_j, y_l]}$ とする。右上添え字の $[\]$ は通り位置あるいはスパン位置を表すものとする。

なお、以下の式展開において、数式表現の一般化のため、最下層、最上層、外周構面については厳密には成立しない表現も含まれるが、第 0 層、第 $N+1$ 層、第 0 番スパン、第 $n+1$ スパン、第 $m+1$ スパン等実際に存在しない自由度や要素については無視するものとする。

3.3 モデルの変位・力の設定（柔床）

3.3.1 モデル自由度の設定

モデルの自由度は、各層、各構面の並進自由度であり、モデル全体の総自由度数は $(n+m)N$ 個である。図 3.1(a), (b) のように、第 i 層の第 y_l 通り上の x 方向構面の地面に対する x 方向相対変位を $u_i^{[y_l]}$ ($l=1, \dots, n$)、第 x_j 通り上の y 方向構面の地面に対する y 方向相対変位を $v_i^{[x_j]}$ ($j=1, \dots, m$) とする。モデル全体の相対変位ベクトル \mathbf{y} は、 $[\]^T$ を転置行列として、次式のように表される。

$$\mathbf{y} = \left\{ \mathbf{u}^T \quad \mathbf{v}^T \right\}^T \quad (3.1)$$

$$\mathbf{u} = \left\{ \mathbf{u}^{[y_1]T} \quad \dots \quad \mathbf{u}^{[y_l]T} \quad \dots \quad \mathbf{u}^{[y_n]T} \right\}^T \quad (3.2)$$

$$\mathbf{v} = \left\{ \mathbf{v}^{[x_1]T} \quad \dots \quad \mathbf{v}^{[x_j]T} \quad \dots \quad \mathbf{v}^{[x_m]T} \right\}^T \quad (l=1, 2) \quad (3.3)$$

$$\mathbf{u}^{[yl]} = \left\{ u_1^{[yl]} \dots u_i^{[yl]} \dots u_N^{[yl]} \right\}^T \quad (l=1, \dots, n) \quad (3.4)$$

$$\mathbf{v}^{[xj]} = \left\{ v_1^{[xj]} \dots v_i^{[xj]} \dots v_N^{[xj]} \right\}^T \quad (j=1, \dots, m) \quad (3.5)$$

また $[\dot{\cdot}]$ は時間微分を表すものとし、相対変位 $u_i^{[yl]}$ 、 $v_i^{[xj]}$ に対応した自由度の速度 $\dot{u}_i^{[yl]}$ 、 $\dot{v}_i^{[xj]}$ 、加速度 $\ddot{u}_i^{[yl]}$ 、 $\ddot{v}_i^{[xj]}$ を成分とする速度ベクトルと加速度ベクトルをそれぞれ $\dot{\mathbf{y}}$ 、 $\ddot{\mathbf{y}}$ とする。地動加速度 \ddot{y}_g は、 x 軸から角度 ϕ の方向に入力するものとし、 x 方向及び y 方向の地動加速度を $\ddot{u}_g = \ddot{y}_g \cos \phi$ 、 $\ddot{v}_g = \ddot{y}_g \sin \phi$ とする。

3.3.2 鉛直構面要素の荷重変形関係

各鉛直構面は、各層の x 通りあるいは y 通り上に配置し、各鉛直構面要素は、各層の各通り上に含まれる構面の性能の総和を一つの要素として表すものとする。第 i 層、第 yl 通り上の鉛直構面の x 方向剛性と減衰係数をそれぞれ $k_{xi}^{[yl]}$ 、 $c_{xi}^{[yl]}$ 、第 xj 通り上の鉛直構面の y 方向剛性と減衰係数をそれぞれ $k_{yi}^{[xj]}$ 、 $c_{yi}^{[xj]}$ とする。 x 軸および y 軸方向のせん断力 $Q_{Wkxi}^{[yl]}$ 、 $Q_{Wkyi}^{[xj]}$ は以下のようなになる。

$$Q_{Wkxi}^{[yl]} = k_{xi}^{[yl]} (u_i^{[yl]} - u_{i-1}^{[yl]}) \quad (3.6)$$

$$Q_{Wkyi}^{[xj]} = k_{yi}^{[xj]} (v_i^{[xj]} - v_{i-1}^{[xj]}) \quad (3.7)$$

一方、 x 軸および y 軸方向の減衰によるせん断力 $Q_{Wcxi}^{[yl]}$ 、 $Q_{Wcyi}^{[xj]}$ は以下のようなになる。

$$Q_{Wcxi}^{[yl]} = c_{xi}^{[yl]} (\dot{u}_i^{[yl]} - \dot{u}_{i-1}^{[yl]}) \quad (3.8)$$

$$Q_{Wcyi}^{[xj]} = c_{yi}^{[xj]} (\dot{v}_i^{[xj]} - \dot{v}_{i-1}^{[xj]}) \quad (3.9)$$

3.3.3 床要素の荷重変形関係

床要素は、各層の各スパンに設置する。第 i 層、第 xj スパン、第 yl スパンに設置された床要素のせん断剛性とせん断減衰係数をそれぞれ $G_{ki}^{[xj,yl]}$ 、 $G_{ci}^{[xj,yl]}$ と定義する。右上添え字の $[\cdot]$ は床要素の設置場所を表すものとする。図3.1(a)の右図は、第 i 層、第 xj スパン、第 yl スパンに配置された床要素の変形時の様子を示す。 $G_{ki}^{[xj,yl]}$ は床要素の単位長さあたりのせん断剛性とし、 x 方向、 y 方向の長さは $L_x^{[yl]}$ 、 $L_y^{[yl]}$ とする。図3.2のように、 x 軸および y 軸方向せん断変形によるせん断変形角をそれぞれ $\gamma_{xi}^{[xj,yl]}$ 、 $\gamma_{yi}^{[xj,yl]}$ 、 x 軸および y 軸方向のせん断力を $Q_{Fkxi}^{[xj,yl]}$ 、 $Q_{Fkyi}^{[xj,yl]}$ とする。 γ_x, γ_y が同時に生じた状態のせん断力は以下のようなになる。

$$Q_{Fkxi}^{[xj,yl]} = G_{ki}^{[xj,yl]} L_x^{[yl]} (\gamma_{xi}^{[xj,yl]} + \gamma_{yi}^{[xj,yl]}) \quad (3.10)$$

$$Q_{Fkyi}^{[xj,yl]} = G_{ki}^{[xj,yl]} L_y^{[yl]} (\gamma_{xi}^{[xj,yl]} + \gamma_{yi}^{[xj,yl]}) \quad (3.11)$$

ここで,

$$\gamma_{xi}^{[xj,y^l]} = (u_i^{[y^{(l+1)}]} - u_i^{[y^l]}) / L_y^{[y^l]} \quad (3.12)$$

$$\gamma_{yi}^{[xj,y^l]} = (v_i^{[x^{(j+1)}]} - v_i^{[x^j]}) / L_x^{[x^j]} \quad (3.13)$$

x, y 軸方向の変位を用いて, 床要素の荷重変形関係は次式で表される.

$$Q_{Fkxi}^{[xj,y^l]} = G_{ki}^{[xj,y^l]} \left\{ \frac{L_x^{[x^j]}}{L_y^{[y^l]}} (u_i^{[y^{(l+1)}]} - u_i^{[y^l]}) + (v_i^{[x^{(j+1)}]} - v_i^{[x^j]}) \right\} \quad (3.14)$$

$$Q_{Fkyi}^{[xj,y^l]} = G_{ki}^{[xj,y^l]} \left\{ (u_i^{[y^{(l+1)}]} - u_i^{[y^l]}) + \frac{L_y^{[y^l]}}{L_x^{[x^j]}} (v_i^{[x^{(j+1)}]} - v_i^{[x^j]}) \right\} \quad (3.15)$$

単位長さあたりのせん断減衰係数 $G_{ci}^{[xj,y^l]}$ に関するせん断力は, (3.12), (3.13)式と同様に, 以下のように表現される.

$$Q_{Fcx_i}^{[xj,y^l]} = G_{ci}^{[xj,y^l]} \left\{ \frac{L_x^{[x^j]}}{L_y^{[y^l]}} (\dot{u}_i^{[y^{(l+1)}]} - \dot{u}_i^{[y^l]}) + (\dot{v}_i^{[x^{(j+1)}]} - \dot{v}_i^{[x^j]}) \right\} \quad (3.16)$$

$$Q_{Fcy_i}^{[xj,y^l]} = G_{ci}^{[xj,y^l]} \left\{ (\dot{u}_i^{[y^{(l+1)}]} - \dot{u}_i^{[y^l]}) + \frac{L_y^{[y^l]}}{L_x^{[x^j]}} (\dot{v}_i^{[x^{(j+1)}]} - \dot{v}_i^{[x^j]}) \right\} \quad (3.17)$$

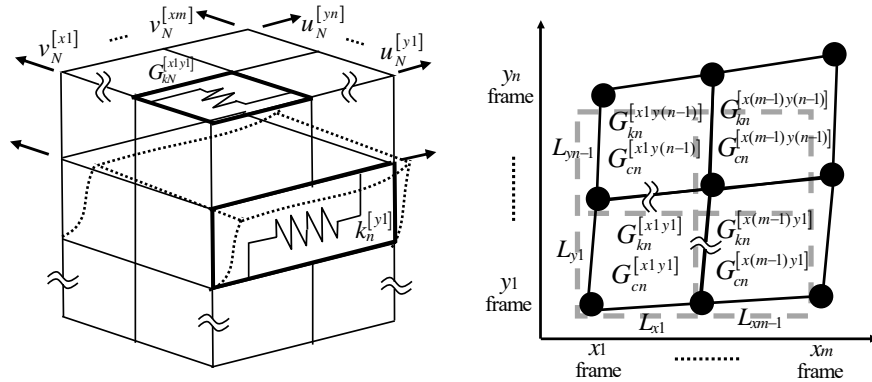


図 3.1(a) 内部構面を有する柔床多層多構面モデル(左:モデル全体図, 右: n 層の水平構面の変形とせん断剛性および減衰係数)

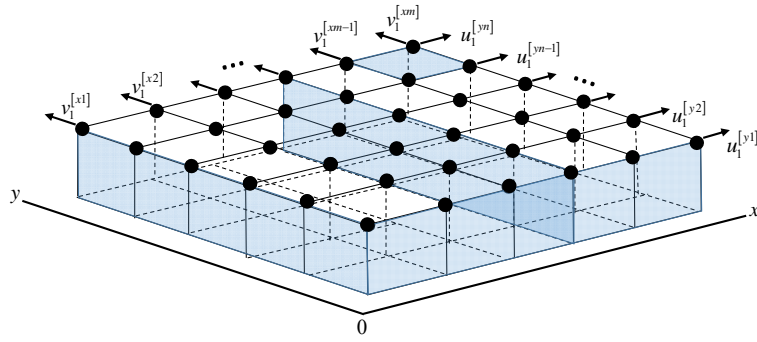


図 3.1(b) i 層の各構面における応答変位

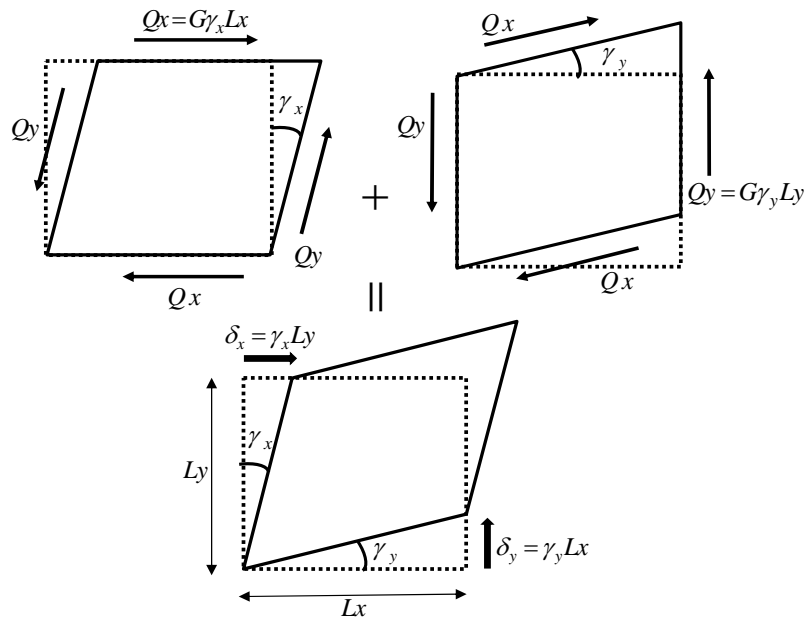


図 3.2 柔床モデルの水平構面の変形

3.3.4 モデル自由度の設定と運動方程式

第 i 層, 第 yl 通りの自由度に対応する x 方向の運動方程式は次式となる (図 3.3 参照).

$$\begin{aligned}
 m_{xi}^{[yl]} \ddot{u}_i^{[yl]} + \sum_{j=1}^{m-1} \left\{ \left(Q_{Fkxi}^{[xj,y^{(l-1)}]} - Q_{Fkxi}^{[xj,y^l]} \right) + \left(Q_{Fcxi}^{[xj,y^{(l-1)}]} - Q_{Fcxi}^{[xj,y^l]} \right) \right\} \\
 + \left(Q_{Wkxi}^{[yl]} - Q_{Wkxi}^{[yl]} \right) + \left(Q_{Wcxi}^{[yl]} - Q_{Wcxi}^{[yl]} \right) = -m_{xi}^{[yl]} \ddot{y}_g \cos \phi
 \end{aligned} \tag{3.18}$$

ここで,

$$m_{xi}^{[yl]} = \sum_{j=1}^m m_i^{[xj,y^l]} \tag{3.19}$$

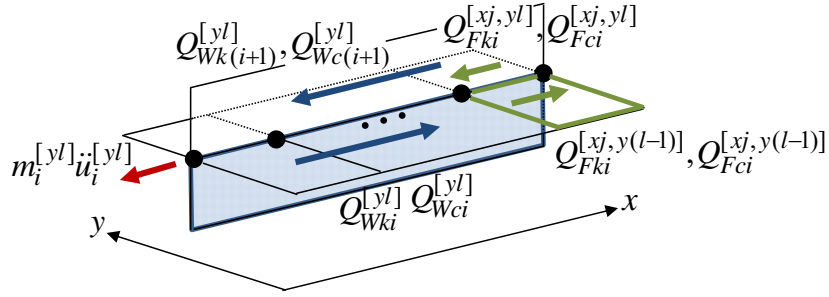


図 3.3 鉛直構面と床面の交差部における水平方向の力の釣り合い

(3.18)式において、左辺第1項は第 \$yl\$ 通りに存在する質点に作用する慣性力の \$x\$ 方向への和、第2項は第 \$yl\$ 通りの左右の床面に作用する復元力と減衰力の \$x\$ 方向への和、第3,4項は第 \$yl\$ 通りの第 \$i\$ 層の上下層に作用する復元力と減衰力を表す。

同様に、第 \$i\$ 層、第 \$xj\$ 通りの自由度に対応する \$y\$ 方向の運動方程式は次式となる。

$$m_{yi}^{[xj]} \ddot{v}_i^{[xj]} + \sum_{l=1}^{n-1} \left\{ \left(Q_{Fkyi}^{[x(j-1),yl]} - Q_{Fkyi}^{[xj,yl]} \right) + \left(Q_{Fcyi}^{[x(j-1),yl]} - Q_{Fcyi}^{[xj,yl]} \right) \right\} + \left(Q_{Wkyi}^{[xj]} - Q_{Wky(i+1)}^{[xj]} \right) + \left(Q_{Wcyi}^{[xj]} - Q_{Wcy(i+1)}^{[xj]} \right) = -m_{yi}^{[xj]} \ddot{y}_g \sin \phi \quad (3.20)$$

ここで、

$$m_{yi}^{[xj]} = \sum_{l=1}^n m_i^{[xj,yl]} \quad (3.21)$$

(3.18), (3.20)式を合わせて行列で表現して次式を得る。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{y}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{y}} + \mathbf{K}\mathbf{y} = -\mathbf{M}\mathbf{r}\ddot{y}_g \quad (3.22)$$

ここで、地震動の入力方向を表す \$\mathbf{r}\$ は次のように定義される。

$$\mathbf{r} = \{ \cos \phi \ \cdots \ \cos \phi \ \sin \phi \ \cdots \ \sin \phi \}^T \quad (3.23)$$

また、質量行列 \$\mathbf{M}\$ は次式で定義される。

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_x & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{M}_y \end{bmatrix} \quad (3.24)$$

$$\mathbf{M}_x = \text{diag} \left(m_x^{[y1]} \ \cdots \ m_x^{[yl]} \ \cdots \ m_x^{[yn]} \right) \quad (3.25)$$

$$\mathbf{M}_y = \text{diag} \left(m_y^{[x1]} \ \cdots \ m_y^{[xj]} \ \cdots \ m_y^{[xm]} \right) \quad (3.26)$$

$$m_x^{[yl]} = \left\{ m_{x1}^{[yl]} \ \cdots \ m_{xi}^{[yl]} \ \cdots \ m_{xN}^{[yl]} \right\} \quad (l=1, \dots, n) \quad (3.27)$$

$$\mathbf{m}_y^{[xj]} = \left\{ m_{y1}^{[xj]} \dots m_{yi}^{[xj]} \dots m_{yN}^{[xj]} \right\} \quad (j=1, \dots, m) \quad (3.28)$$

鉛直構面剛性行列 \mathbf{K}_W ，床剛性行列 \mathbf{K}_F の和として表される系剛性行列 \mathbf{K} は $\{(m+n)N\} \times \{(m+n)N\}$ のサイズを有し，次式で表される．

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_W + \mathbf{K}_F \quad (3.29)$$

まず，鉛直構面剛性行列 \mathbf{K}_W は次式で定義される．

$$\mathbf{K}_W = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{Wx}^{[y1]} & & & & & & \mathbf{0} \\ & \ddots & & & & & \\ & & \mathbf{K}_{Wx}^{[yl]} & & & & \\ & & & \ddots & & & \\ & & & & \mathbf{K}_{Wx}^{[yn]} & & \\ & & & & & \mathbf{K}_{Wy}^{[x1]} & \\ & & & & & \ddots & \\ & & & & & & \mathbf{K}_{Wy}^{[xj]} \\ & & & & & & \ddots \\ & \mathbf{0} & & & & & \\ & & & & & & \\ & & & & & & \\ & & & & & & \mathbf{K}_{Wy}^{[xm]} \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

$$\mathbf{K}_{Wx}^{[yl]} = \sum_{i=1}^N \mathbf{K}_{Wxi}^{[yl]} \quad (l=1, \dots, n) \quad (3.31)$$

$$\mathbf{K}_{Wy}^{[xj]} = \sum_{i=1}^N \mathbf{K}_{Wyi}^{[xj]} \quad (j=1, \dots, m) \quad (3.32)$$

ここで， $\mathbf{K}_{Wx}^{[yl]}$ 及び $\mathbf{K}_{Wy}^{[xj]}$ はそれぞれ， yl 通り上の x 方向鉛直構面及び xj 通り上の y 方向鉛直構面要素に関わる $N \times N$ 行列であり，これらの要素の関連自由度である第 $i-1$ ， i 行及び第 $i-1$ ， i 列の 2×2 小行列 $\mathbf{k}_{Wxi}^{[yl]}$ 及び $\mathbf{k}_{Wyi}^{[xj]}$ のみが次式で表される．

$$\mathbf{k}_{Wxi}^{[yl]} = k_{xi}^{[yl]} \mathbf{T} \quad , \quad \mathbf{k}_{Wyi}^{[xj]} = k_{yi}^{[xj]} \mathbf{T} \quad (i=1, \dots, N) \quad (3.33), (3.34)$$

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.35)$$

次に，床剛性行列 \mathbf{K}_F は次式で定義される．

$$\mathbf{K}_F = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^{m-1} \sum_{l=1}^{n-1} \mathbf{K}_{Fi}^{[xj,yl]} \quad (3.36)$$

ここで， $\mathbf{K}_{Fi}^{[xj,yl]}$ は第 i 層， yl スパン， xj スパン上の床構面に関わる $\{(m+n)N\} \times \{(m+n)N\}$ 行列であり，この要素の関連自由度である変位 $u_i^{[y]}$ ， $u_i^{[y(l+1)]}$ ， $v_i^{[y]}$ ， $v_i^{[x(j+1)]}$ に対応する自由度番

号 ((3.1)式の自由度の並びの場合, $N \times (l-1) + i$, $N \times l + i$, $N \times (n+j-1) + i$, $N \times (n+j) + i$ 番目)の要素を取り出した 4×4 の小行列のみが次式の $\mathbf{k}_{Fi}^{[xj,yl]}$ で表される.

$$\mathbf{k}_{Fi}^{[xj,yl]} = \mathbf{G}_{ki}^{[xj,yl]} \mathbf{T}_F^{[xj,yl]} \quad (3.37)$$

$$\mathbf{T}_F^{[xj,yl]} = \begin{bmatrix} \frac{L_x^{[xj]}}{L_y^{[yl]}} \mathbf{T} & \mathbf{T} \\ \mathbf{T} & \frac{L_y^{[yl]}}{L_x^{[xj]}} \mathbf{T} \end{bmatrix} \quad (3.38)$$

減衰については, 式(3.29)から(3.37)の式展開において, \mathbf{K} , \mathbf{k} , k を \mathbf{C} , \mathbf{c} , c に置き換えることで類似の表現が得られる.

3.4 鉛直構面要素および床要素の剛性及び減衰係数同定法

本節では質量が既知のモデルに対し, 振動計測データを用いて, 各層各通りの鉛直構面要素の剛性と減衰係数及び, 各層各スパンにおける床要素の剛性と減衰係数を推定する問題を考える. 推定対象は, 次式の物理パラメタベクトル Θ とする.

$$\Theta = \left(\mathbf{k}_x^T \ \mathbf{k}_y^T \ \mathbf{G}_k^T \ \mathbf{c}_x^T \ \mathbf{c}_y^T \ \mathbf{G}_c^T \right)^T \quad (3.39)$$

ここで, \mathbf{k}_x , \mathbf{k}_y , \mathbf{G}_k はそれぞれ $n \times N$ 個の x 方向鉛直構面剛性, $m \times N$ 個の y 方向鉛直構面剛性, $(n-1) \times (m-1) \times N$ 個の床要素剛性を次式の順に並べたベクトルである.

$$\mathbf{k}_x = \left(\mathbf{k}_x^{[y1]T} \ \dots \ \mathbf{k}_x^{[yl]T} \ \dots \ \mathbf{k}_x^{[yn]T} \right)^T \quad (3.40)$$

$$\mathbf{k}_y = \left(\mathbf{k}_y^{[x1]T} \ \dots \ \mathbf{k}_y^{[xj]T} \ \dots \ \mathbf{k}_y^{[xm]T} \right)^T \quad (3.41)$$

$$\mathbf{G}_k = \left(\mathbf{G}_{k1}^T \ \dots \ \mathbf{G}_{ki}^T \ \dots \ \mathbf{G}_{kN}^T \right)^T \quad (3.42)$$

$$\mathbf{k}_x^{[yl]} = \left(k_{x1}^{[yl]} \ \dots \ k_{xi}^{[yl]} \ \dots \ k_{xN}^{[yl]} \right)^T \quad (3.43)$$

$$\mathbf{k}_y^{[xj]} = \left(k_{y1}^{[xj]} \ \dots \ k_{yi}^{[xj]} \ \dots \ k_{yN}^{[xj]} \right)^T \quad (3.44)$$

$$\mathbf{G}_{ki} = \left(G_{ki}^{[x1,y1]} \ G_{ki}^{[x2,y1]} \ \dots \ G_{ki}^{[xj,yl]} \ \dots \ G_{ki}^{[x(m-2),y(n-1)]} \ G_{ki}^{[x(m-1),y(n-1)]} \right)^T \quad (3.45)$$

推定対象の減衰係数である(3.39)式の \mathbf{c}_x , \mathbf{c}_y , \mathbf{G}_c は剛性と同数であり, (3.40)から(3.42)式における \mathbf{k} , k を \mathbf{c} , c に置き換えて表現できる.

本章で提案する手法は, 質量 \mathbf{M} は与えられているものとし, 加速度 $\ddot{\mathbf{y}}$ を計測された既知量と見なして, 運動方程式の両辺の誤差が最小化されるように未知量である物理パラメータ

一 Θ を推定する手法である。ただし、変位 \mathbf{y} 、速度 $\dot{\mathbf{y}}$ は、加速度データを Newmark-beta のアルゴリズム内で数値積分して得られる。ある時刻 t における(3.22)式の運動方程式を、既知の $\mathbf{H}(t)$ 、 $\mathbf{Z}(t)$ 及び未知の Θ を用いて次式のように書き換えることができる。

$$\mathbf{H}(t)\Theta = \mathbf{Z}(t) \quad (3.46)$$

(3.46)式はあらゆる時刻で成立すべき式であり、これを満たすようなパラメーター Θ を推定する。本問題設定の場合、条件式の数よりも未知パラメーターの数が多くなるため、一括最小二乗法と同等の手続きにより、ある範囲の時刻において、両式の誤差の二乗和を最小にする Θ を推定する。(3.46)式両辺の誤差は次式で表される。

$$\mathbf{e}(t) = \mathbf{H}(t)\Theta - \mathbf{Z}(t) \quad (3.47)$$

時刻 t_1 から t_2 での誤差 $\mathbf{e}(t)$ の二乗和は次式で表される。

$$\begin{aligned} E &= \mathbf{e}^T(t) \cdot \mathbf{e}(t) \\ &= \sum_{t=t_1}^{t_2} \left[\Theta^T \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \Theta - 2 \Theta^T \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) \Theta + \mathbf{Z}^T(t) \mathbf{Z}(t) \right] \end{aligned} \quad (3.48)$$

(3.48)式の Θ に関する極値は、次式を満足する。

$$\frac{\partial E}{\partial \Theta} = 2 \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \right] \Theta - 2 \sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) = 0 \quad (3.49)$$

(3.49)式を Θ について解けば、次の同定式が導出できる。

$$\Theta = \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \right]^{-1} \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) \right] \quad (3.50)$$

ここで、 $\mathbf{H}(t)$ 、 $\mathbf{Z}(t)$ は既知量を用いて次式のように表される。

$$\mathbf{Z}(t) = -\mathbf{M} \{ \ddot{\mathbf{y}}(t) + \mathbf{r} \ddot{y}_g(t) \} \quad (3.51)$$

$$\mathbf{H}(t) = \left[\mathbf{H}_W(t) \quad \mathbf{H}_F(t) \quad \dot{\mathbf{H}}_W(t) \quad \dot{\mathbf{H}}_F(t) \right] \quad (3.52)$$

(3.52)式において、 $\mathbf{H}_W(t)$ は、次式で表される鉛直構面要素剛性に関わる $\{(n+m)N\} \times \{(n+m)N\}$ の係数行列である。

3.5 数値例題

3.4 節において提案した同定手法の妥当性を確認するため、シミュレーションにより得られた時刻歴応答を計測データとみなして、数値例題を実施する。外周構面のみ有するモデルを 3.5.1 項に、内部構面も有するモデルを 3.5.2 項に示す。

3.5.1 外周構面のみを有する多層モデル

対象モデルは、図 3.4 に示す外周構面のみを有する 5 層の柔床多構面モデルとし、各構面の諸元は表 3.1 に示す。減衰は剛性比例減衰とし、1 次の減衰定数を 0.02 とする。本モデルは、構面ごとに異なる剛性値を与えているため偏心を有する。入力地震動は El Centro1940 NS 波とし、地動入力方向を表す角度 ϕ (3.3.1 項) は構面ごとの挙動を明確にする一例として 45 度とする。なお、他の入射角度においても同定精度に問題ないことを確認している。システム同定では 0.4 秒分のデータ数における時刻歴応答波形データ (変位, 速度, 加速度) を用いる。本モデルにおける観測点は各層床の対角線上の 2 点および地動における水平 2 方向の計 22 点である。また対象モデルの固有振動数と各層の固有モード形状を図 3.5 に示す。

図 3.6 及び図 3.7 に、提案手法により求められた鉛直構面および床の剛性及び減衰係数の正解値と同定値を示す。鉛直構面及び床構面いずれについても、各層、各通りの鉛直構面及び各層の水平構面の剛性及び減衰係数の推定値は正解値とほぼ一致することがわかる。システム同定に用いるデータにノイズが含まれていない場合は、比較的少ない秒数のデータで部位別の性能を評価できることが示された。ノイズの影響については次節で検討する。

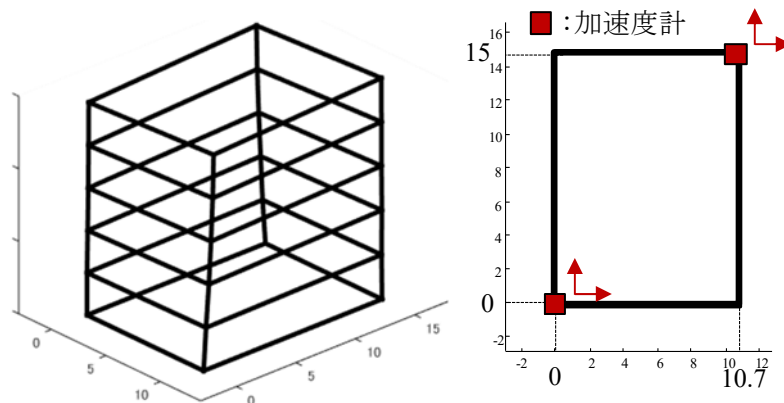
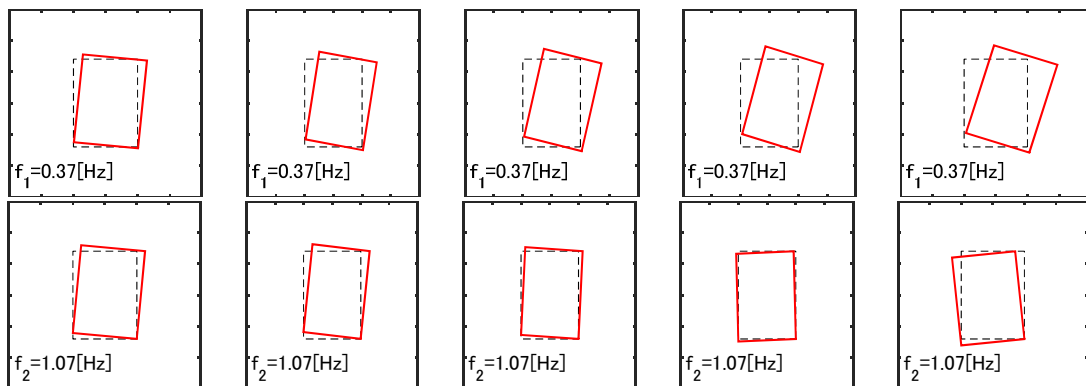


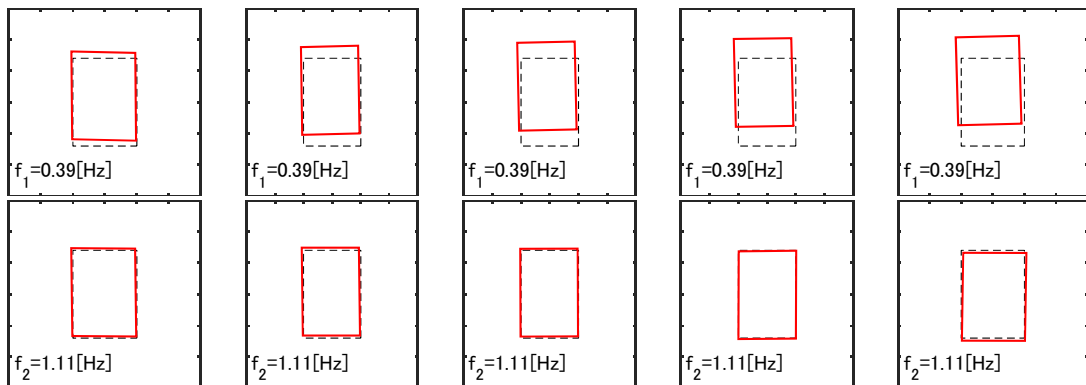
図 3.4 柔床 5 層モデル

表 3.1 柔床 5 層モデル諸元

Floor stiffness (kN/(rad*m))			
5-story	$G_{k1}^{[x1,y1]} = 250$	$G_{k2}^{[x1,y1]} = 230$	$G_{k3}^{[x1,y1]} = 200$
	$G_{k4}^{[x1,y1]} = 210$	$G_{k5}^{[x1,y1]} = 230$	
Frame stiffness (kN/m)			
$k_{x1}^{[y1]} = 3500$	$k_{x1}^{[y2]} = 2000$	$k_{y1}^{[x1]} = 2000$	$k_{y1}^{[x2]} = 3000$
$k_{x2}^{[y1]} = 3000$	$k_{x2}^{[y2]} = 2500$	$k_{y2}^{[x1]} = 3000$	$k_{y2}^{[x2]} = 2000$
$k_{x3}^{[y1]} = 3500$	$k_{x3}^{[y2]} = 2000$	$k_{y3}^{[x1]} = 2500$	$k_{y3}^{[x2]} = 3000$
$k_{x4}^{[y1]} = 3300$	$k_{x4}^{[y2]} = 2500$	$k_{y4}^{[x1]} = 2000$	$k_{y4}^{[x2]} = 2500$
$k_{x5}^{[y1]} = 3500$	$k_{x5}^{[y2]} = 2000$	$k_{y5}^{[x1]} = 2500$	$k_{y5}^{[x2]} = 2000$
Plan size (m)		Nodal Mass (kg)	
Lx=10.7	Ly=15	16,500	

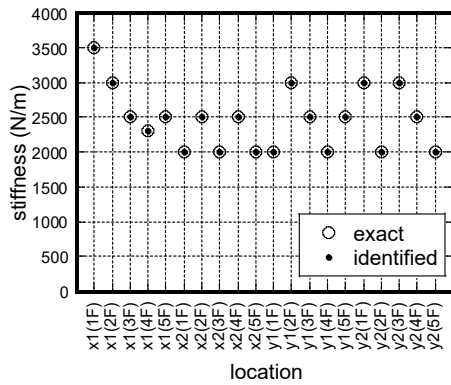


(a) x 軸方向の固有モード (上図: 1 次モード 下図: 2 次モード)

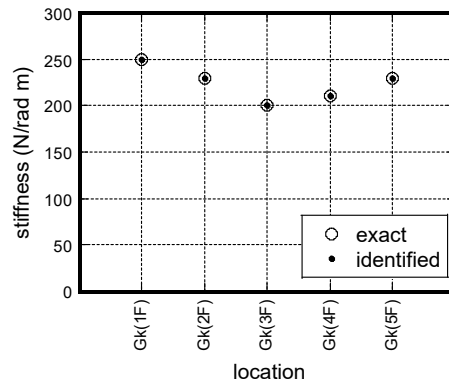


(b) y 軸方向の固有モード (上図: 1 次モード 下図: 2 次モード)

図 3.5 対象モデルの固有モード形状 (左図より 1F, 2F, 3F, 4F, 5F)

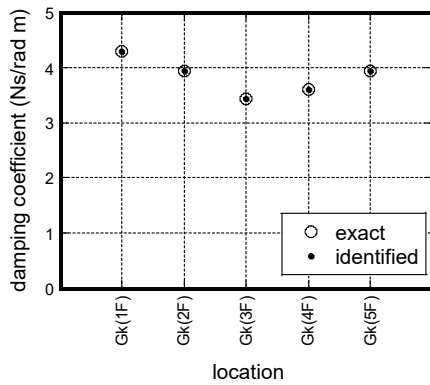


(a) 鉛直構面

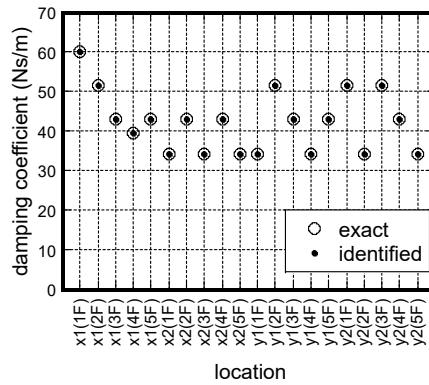


(b) 水平構面

図 3.6 柔床 5 層モデルの剛性の比較 (El Centro NS)



(a) 鉛直構面



(b) 水平構面

図 3.7 柔床 5 層モデルの減衰係数の比較 (El Centro NS)

3.5.2 内部構面を有する多層モデル

対象モデルは、図 3.8 の x 方向 3 スパン y 方向 3 スパンの 2 層柔床多構面モデルとし、各構面の諸元は表 3.2 に示す。数値例題では、対象モデルの時刻歴応答解析により得た応答値（加速度）を計測データとみなしてシステム同定を行う。尚、変位、速度は数値積分（Newmark-beta 法）で数値積分を用いて加速度から求める。

また本例題については、計測データに含まれるノイズ、同定に用いるデータ数、地震動の違い、床剛性の違いが同定結果に及ぼす影響について検討する。同定に使用するデータは、0.4 秒間または 10 秒間とし、入力地震動は El Centro 1940 NS 波、Kobe Univ. NS 波 (Hyogoken-Nanbu 1995) 及び Hachinohe 1968 NS 波とする。また、地動入力方向を表す角度 ϕ (3.3.1 項) は前項と同様に 45 度とし、他入射角においても同定精度に問題ないことを確認している。床剛性については、表 3.2(a)は柔床モデル、表 3.2(b)は剛床モデルに対応する。

なお、本モデルにおける観測点は、各層床の対角線上の 2 点および地動における水平 2 方向の計 18 点である。また対象モデルの各層の固有モード形状を図 3.9 に示す。

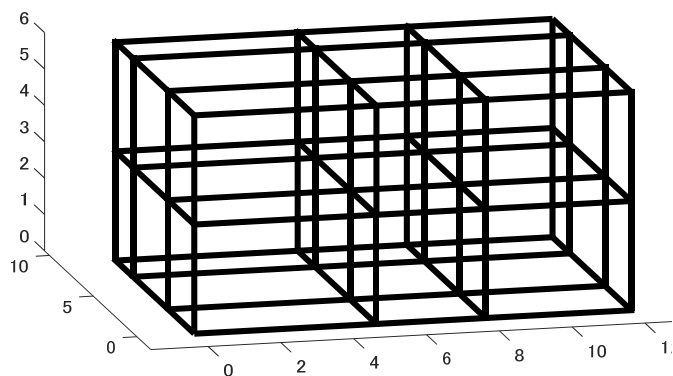


図 3.8 柔床 2 層 3x3 スパンモデル

表 3.2 柔床 2 層 3x3 スパンモデル諸元

(a) 鉛直構面剛性

		1F	2F			1F	2F
kx (kN/m)	y1	3500	2500	ky (kN/m)	x1	3000	2300
	y2	2000	2000		x2	2500	2500
	y3	2000	2500		x3	3000	2000
	y4	3000	3000		x4	2000	2500

(b) 床剛性 (柔な床)

			x1	x2	x3			x1	x2	x3
Gk kN/(rad*m)	1F	y1	100	110	120	2F	y1	100	110	120
		y2	210	220	230		y2	210	220	230
		y3	310	320	330		y3	310	320	330

(c) 床剛性 (床せん断剛性が中程度)

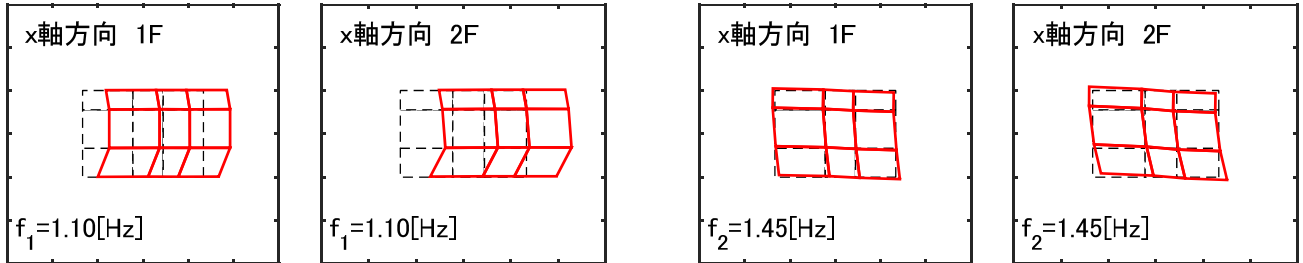
			x1	x2	x3			x1	x2	x3
Gk kN/(rad*m)	1F	y1	2000	2500	2000	2F	y1	2000	2500	2000
		y2	2500	2500	2500		y2	2500	2500	2500
		y3	3000	2500	3000		y3	3000	2500	3000

(d) 床剛性 (床せん断剛性が大)

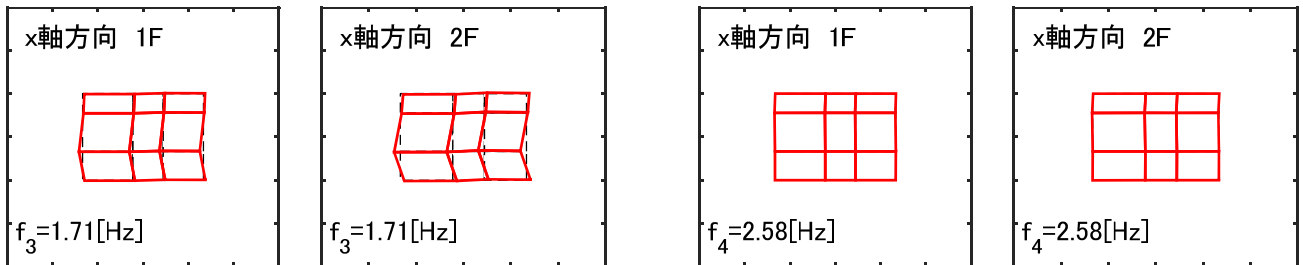
			x1	x2	x3			x1	x2	x3
Gk kN/(rad*m)	1F	y1	6000	6500	6000	2F	y1	6000	6500	6000
		y2	5500	5000	5500		y2	5500	5000	5500
		y3	4000	4500	4000		y3	4000	4500	4000

(e) モデルサイズと質量

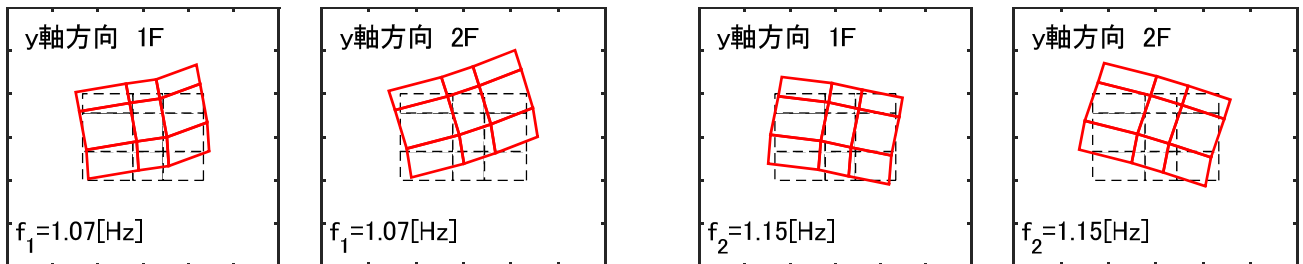
Number of stories	Plan size(m) (first floor)			Nodal mass (ton)
2 story	$L_x^{[x1]}=5$ $L_y^{[y1]}=3$	$L_x^{[x2]}=3$ $L_y^{[y2]}=4$	$L_x^{[x3]}=4$ $L_y^{[y3]}=2$	5



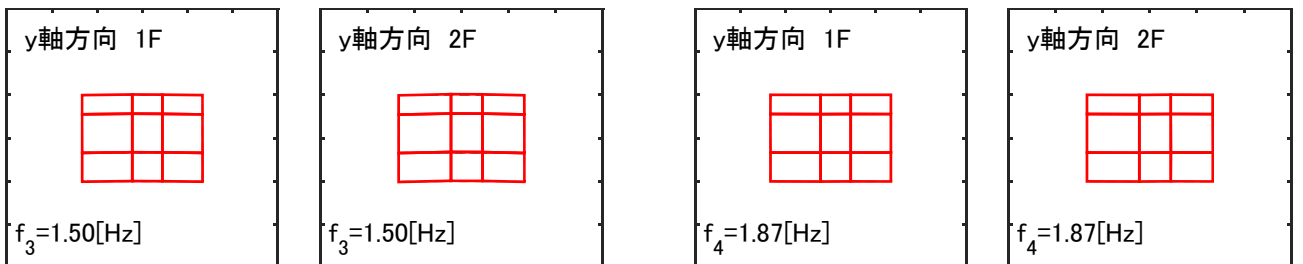
(a) x 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (柔な床)



(b) x 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (柔な床)

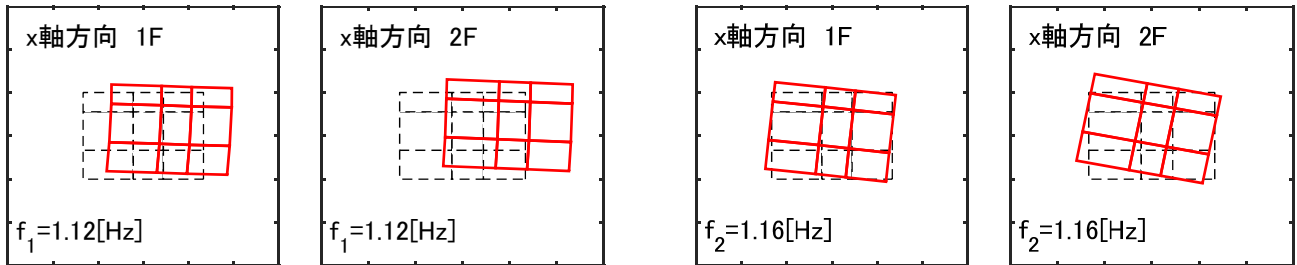


(c) y 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (柔な床)

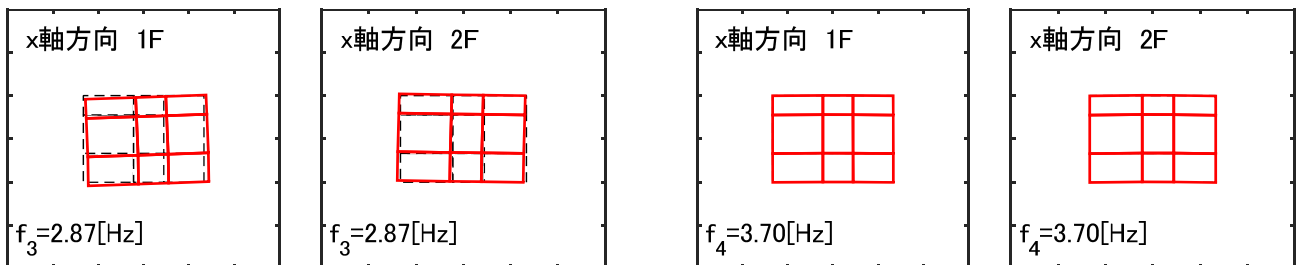


(d) y 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (柔な床)

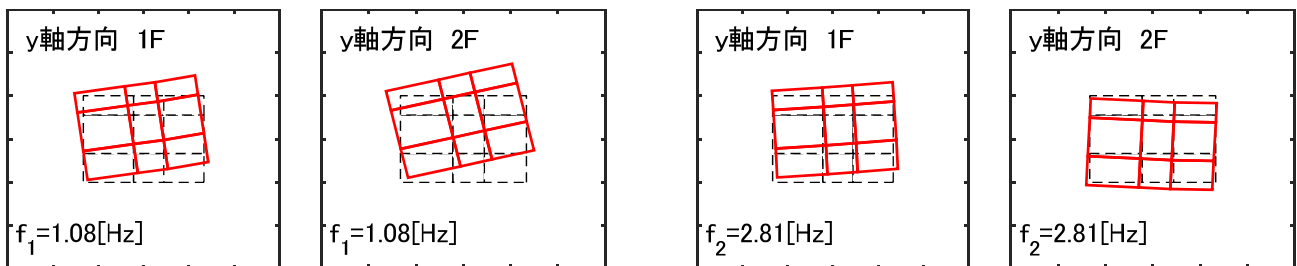
図 3.9 対象モデルの固有モード形状



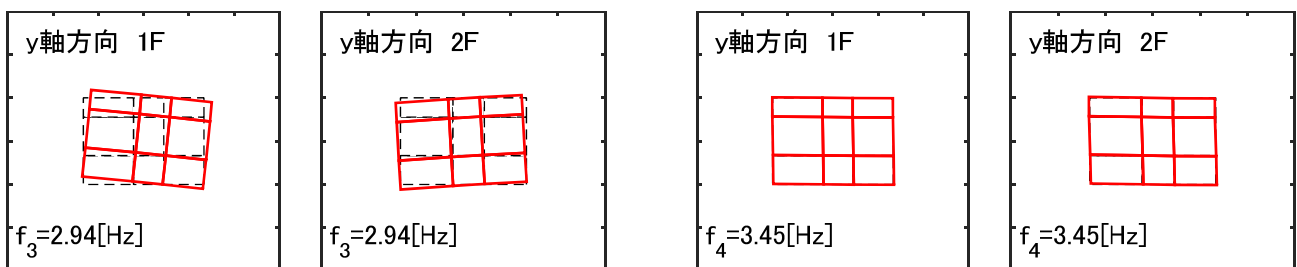
(e) x 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (床せん断剛性が中程度)



(f) x 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (床せん断剛性が中程度)

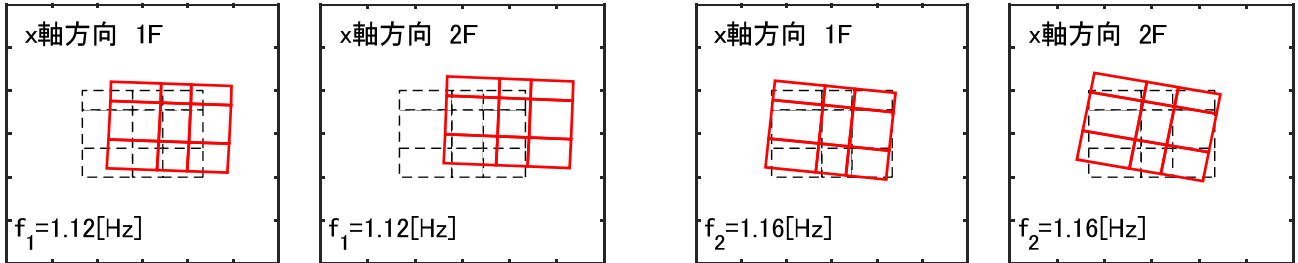


(g) y 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (床せん断剛性が中程度)

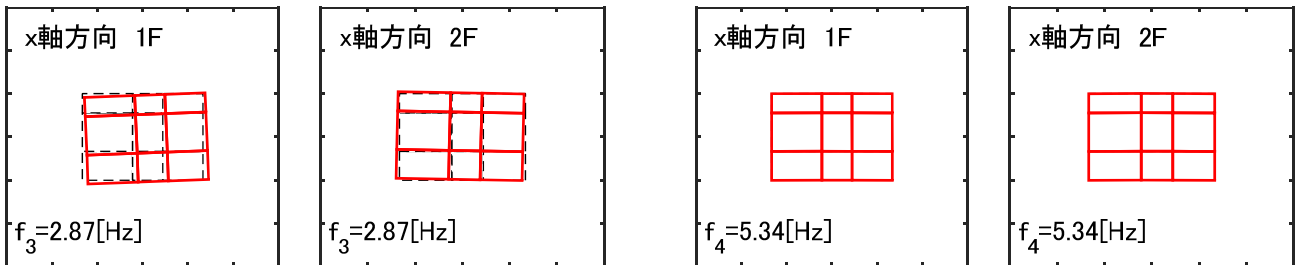


(h) y 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (床せん断剛性が中程度)

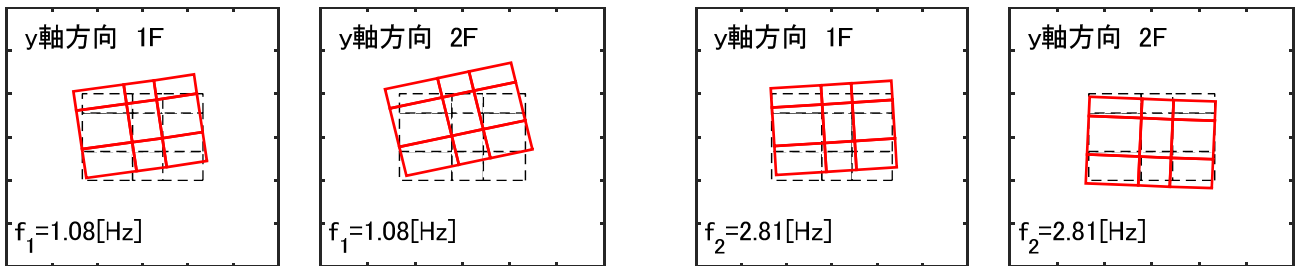
図 3.9 対象モデルの固有モード形状 (続き)



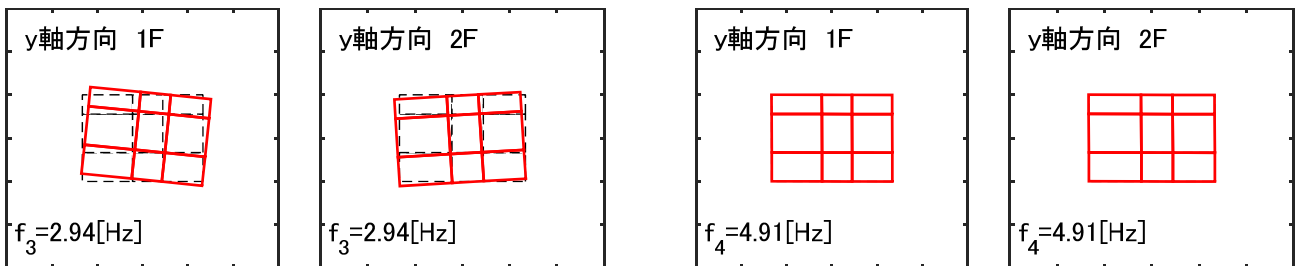
(i) x 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (床せん断剛性が大)



(j) x 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (床せん断剛性が大)



(k) y 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (床せん断剛性が大)



(l) y 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (床せん断剛性が大)

図 3.9 対象モデルの固有モード形状 (続き)

(1) 基本解析ケースにおける同定

基本の解析ケースとしては、床が柔なモデルに Hachinohe NS 波 (Tokachioki 1968) を入力して得られた 10 秒分のデータを用いるものとし、特に断らない限りこの設定を用いるものとする。

図 3.10 に、基本ケースについて、ノイズがない場合の各構面の剛性および減衰係数の同定結果を示す。内部構面についてもほぼ正解が求められていることがわかる。また、使用データを 0.4 秒にしてもほぼ同等の結果であることを確認している。

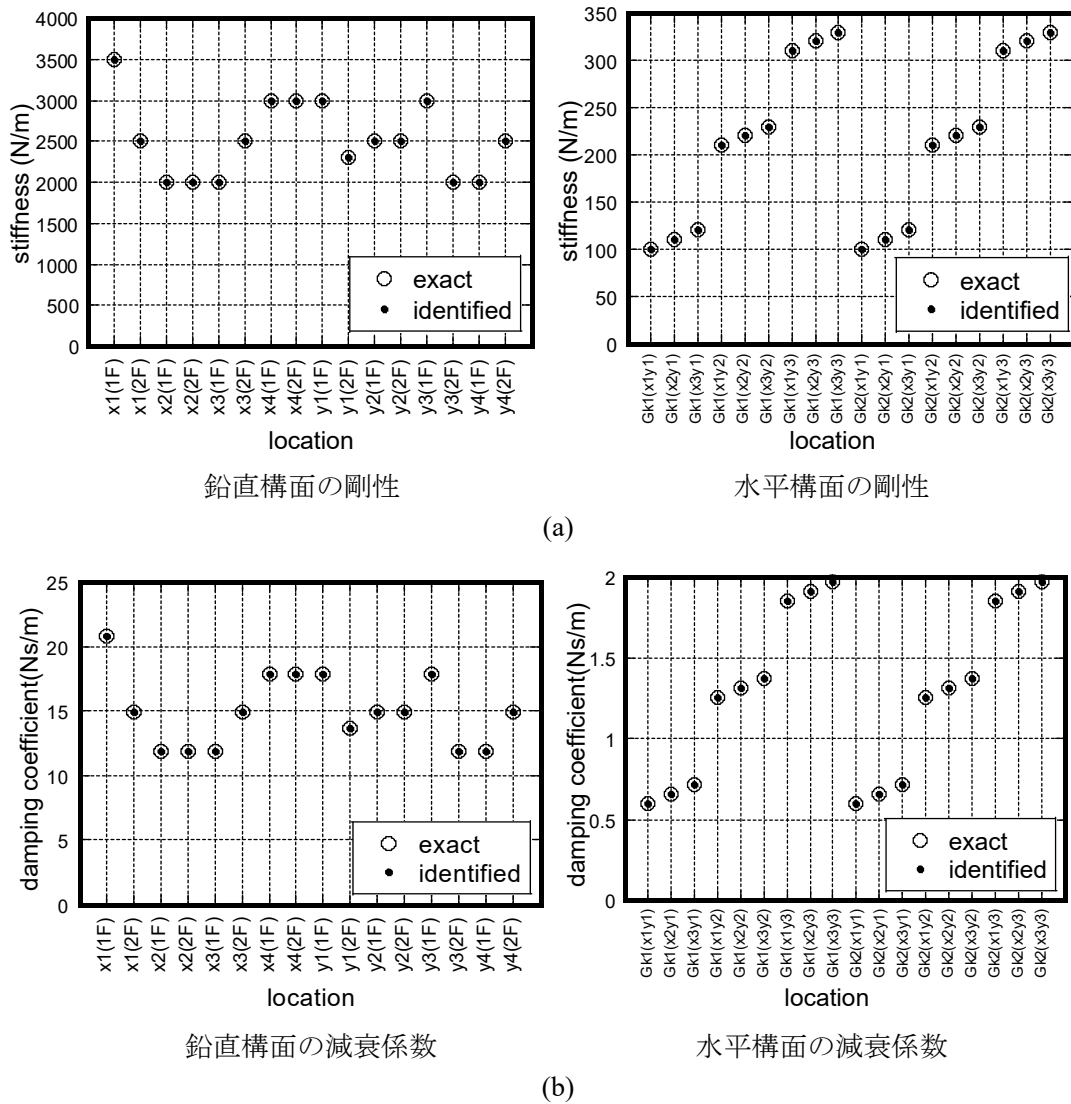


図 3.10 基本ケースの同定結果 (柔床, Hachinohe NS: 10s), (a) 剛性, (b) 減衰係数

(2) ホワイトノイズを付与した場合における同定結果

計測データに含まれるノイズの原因は、計測ノイズあるいは、変位、速度を数値積分で求める際の数値誤差等によるものである。ここでは、各自由度の応答値データに、それぞれ独立に生成したホワイトノイズを加えたデータをシステム同定に用いる。ノイズレベルは、各自由度波形のRMS値に対するノイズのRMS値の割合で表し、0~5%とする。

図 3.11 および図 3.12 に、基本ケースの剛性および減衰係数の同定値に対するノイズレベルの影響を示す。ノイズレベルの増大に伴って推定精度が低下するのがわかる。剛性、減衰とも床の方が鉛直構面よりもノイズの影響が大きい。この原因として、床要素の方が鉛直構面要素と比べて剛性、減衰係数ともに小さいため、運動方程式における寄与が少ないことが挙げられる。(3.47)式の運動方程式の誤差評価において、第 i 層、第 yl 通り上の鉛直構面の未知数である剛性、減衰係数は、各構面における運動方程式の内、第 $i, i-1$ 層、第 yl 通りの構面における 2 つの運動方程式に影響される。一方、第 i 層、第 xj スパン、第 yl スパンに設置された床要素の未知数であるせん断剛性と減衰係数は、第 i 層、第 $yl, yl+1, xj, xj+1$ 通りの構面における 4 つの運動方程式に関わり、同定誤差の蓄積が鉛直構面に比べ増大するため、床要素の同定精度が低下すると考えられる。

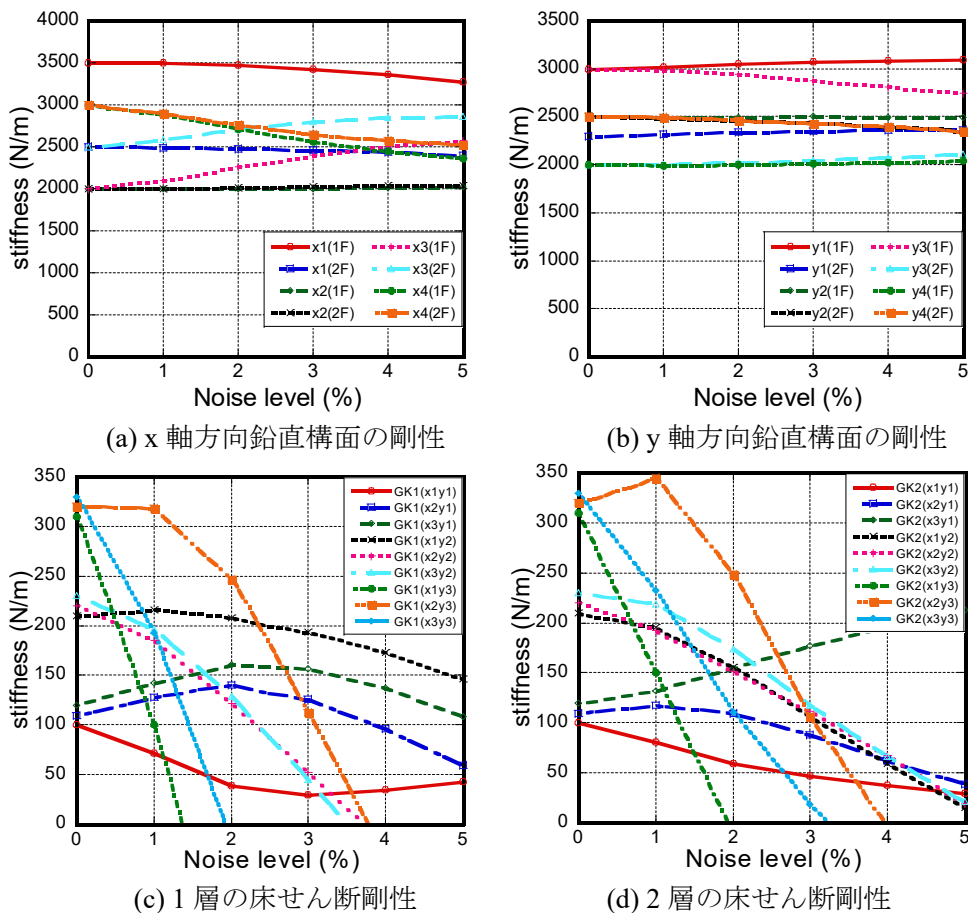
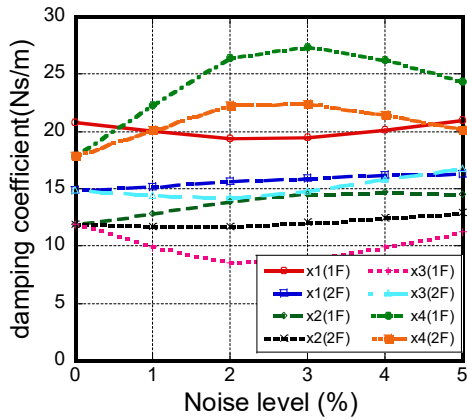
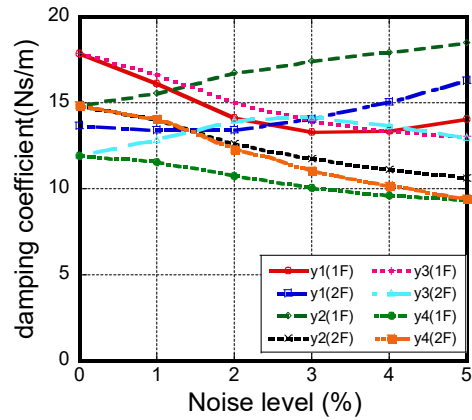


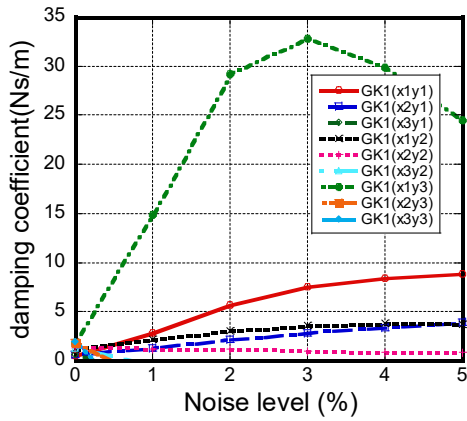
図 3.11 剛性同定値に対するノイズの影響 (基本ケース)



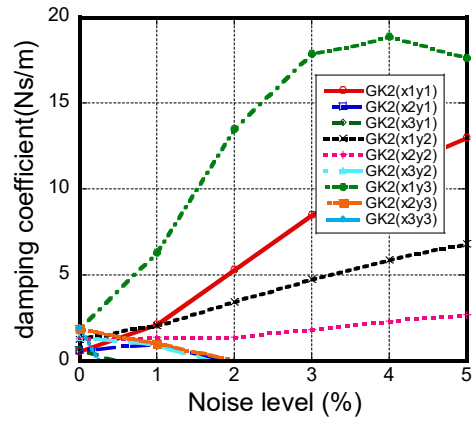
(a) x 軸方向鉛直構面の減衰係数



(b) y 軸方向鉛直構面の減衰係数



(c) 1 層の床せん断減衰係数



(d) 2 層の床せん断減衰係数

図 3.12 減衰係数同定値に対するノイズの影響 (基本ケース)

(3) 異なる入力波による同定

基本解析モデルに対し、El Centro 1940 NS 波および Kobe Univ. NS 波（Hyogoken-Nanbu 1995）を入力する。図 3.13 および図 3.14 は El Centro 1940 NS 波，図 3.15 および図 3.16 は Kobe Univ. 1995 NS 波を用いた同定結果である。基本ケースの同定結果である図 3.11，3.12 と比較し，入力地震動の違いによる同定精度の差異は，ノイズが増大するに従いある程度存在するが，概ね同様の傾向であると確認できる。

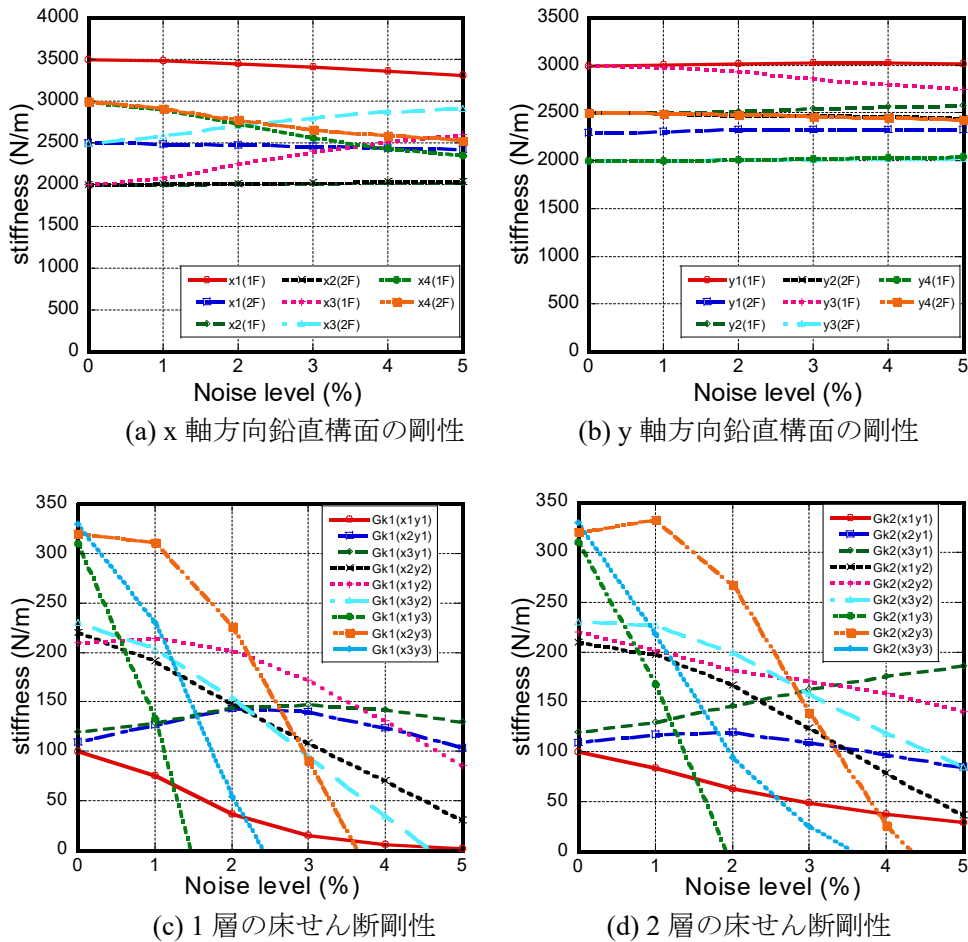
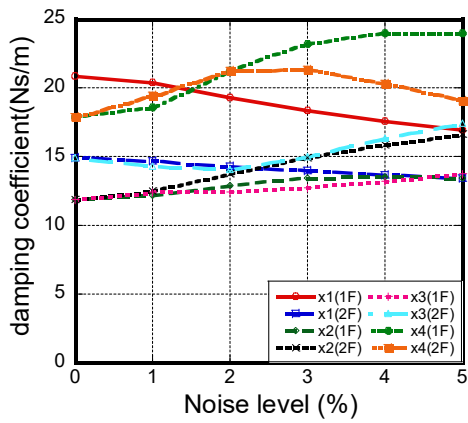
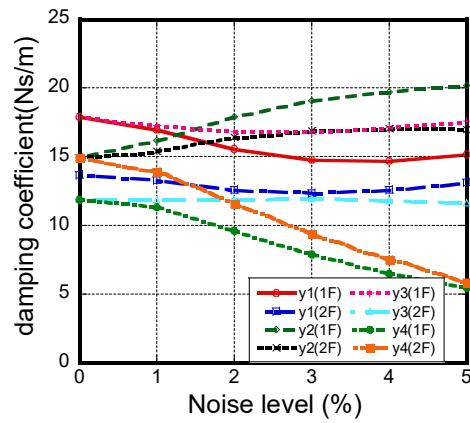


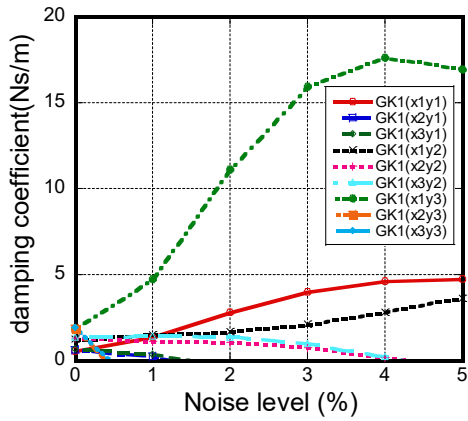
図 3.13 剛性同定値に対するノイズの影響（El Centro NS）



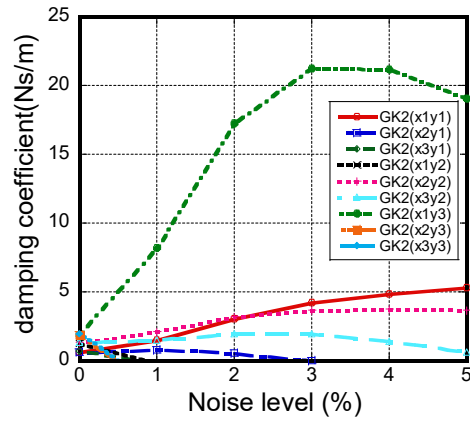
(a) x 軸方向鉛直構面の減衰係数



(b) y 軸方向鉛直構面の減衰係数

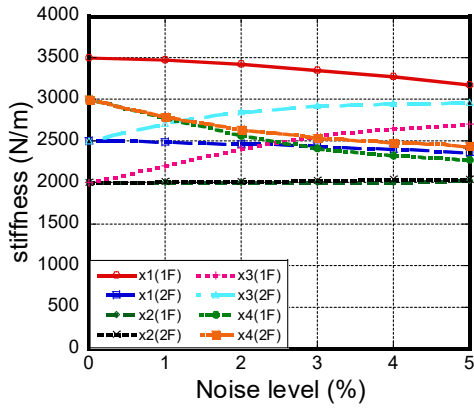


(c) 1 層の床せん断減衰係数

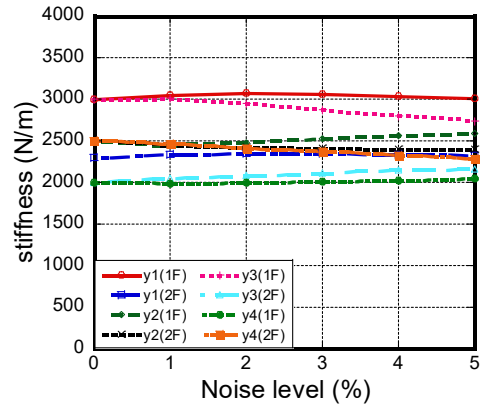


(d) 2 層の床せん断減衰係数

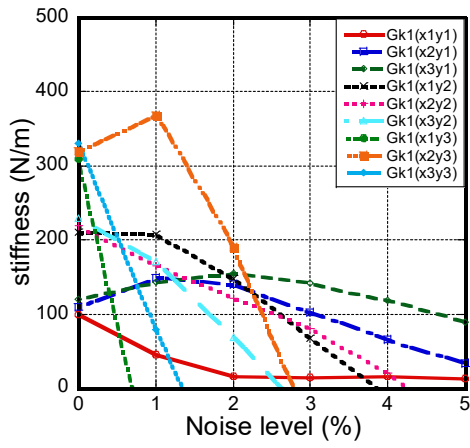
図 3.14 減衰係数同定値に対するノイズの影響 (El Centro NS)



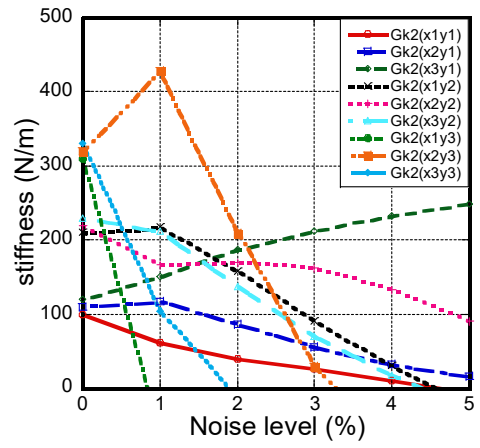
(a) x 軸方向鉛直構面の剛性



(b) y 軸方向鉛直構面の剛性

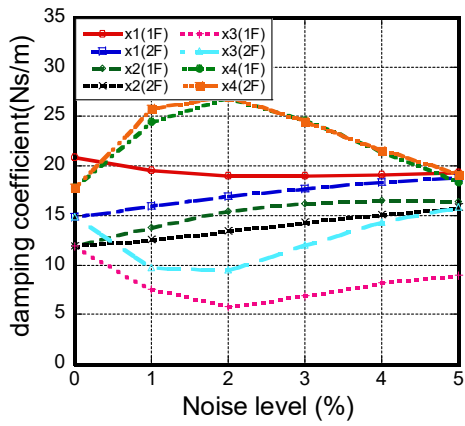


(c) 1 層の床せん断剛性

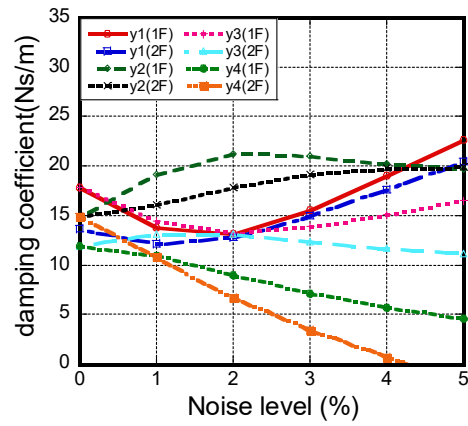


(d) 2 層の床せん断剛性

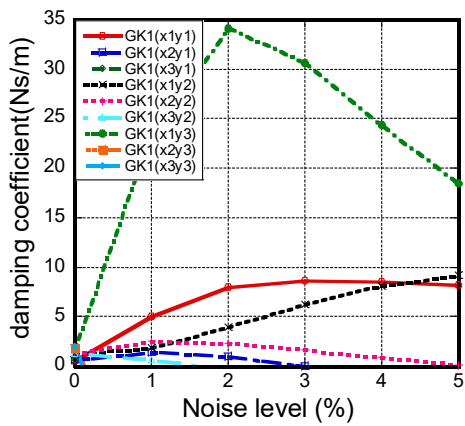
図 3.15 剛性同定値に対するノイズの影響 (Kobe Univ. NS)



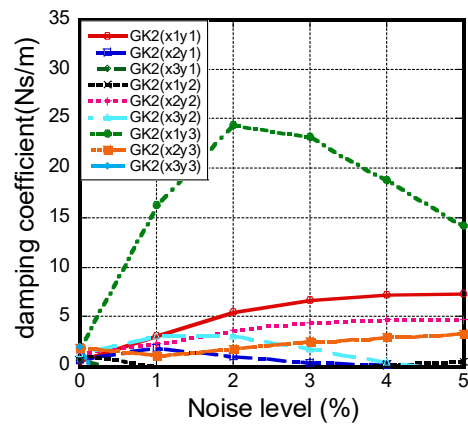
(a) x 軸方向鉛直構面の減衰係数



(b) y 軸方向鉛直構面の減衰係数



(c) 1 層の床せん断減衰係数

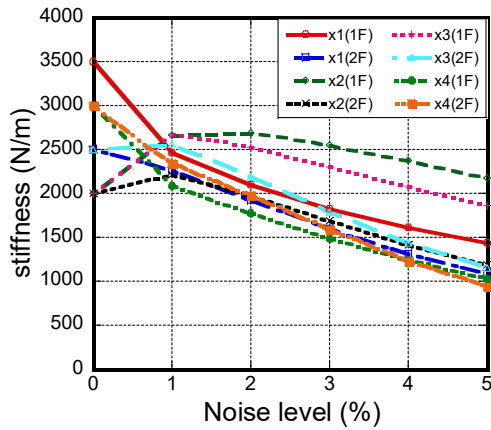


(d) 2 層の床せん断減衰係数

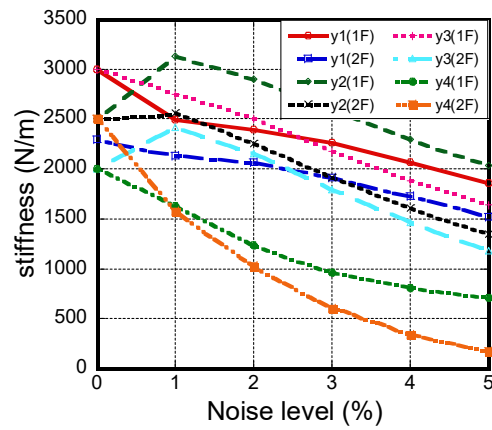
図 3.16 減衰係数同定値に対するノイズの影響 (Kobe Univ. NS)

(4) データ範囲の検討

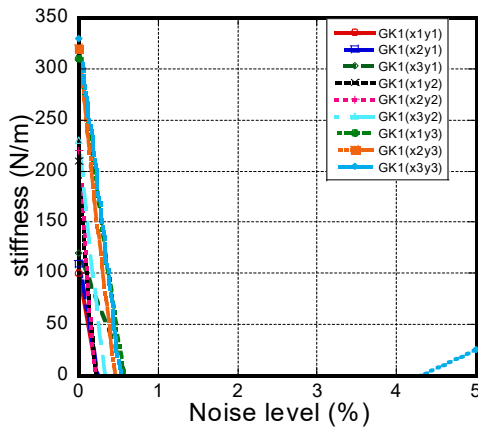
図 3.17 及び図 3.18 は、基本モデルの同定に利用する波形データ（Hachinohe NS）の時間を 0.4 秒分としたケースの結果を示す。使用するデータが少ないと、ノイズの影響を受けやすく精度が低下することがわかる。特に剛性の低い床の推定精度が著しく劣化する。



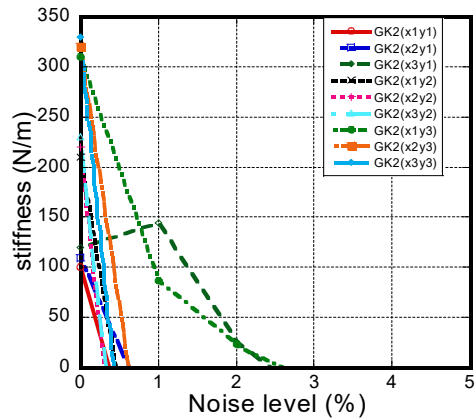
(a) x 軸方向鉛直構面の剛性



(b) y 軸方向鉛直構面の剛性

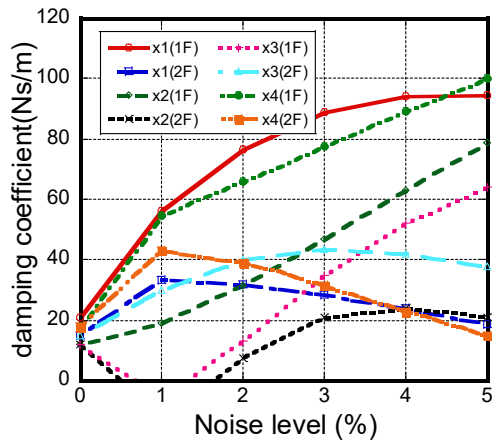


(c) 1 層の床せん断剛性

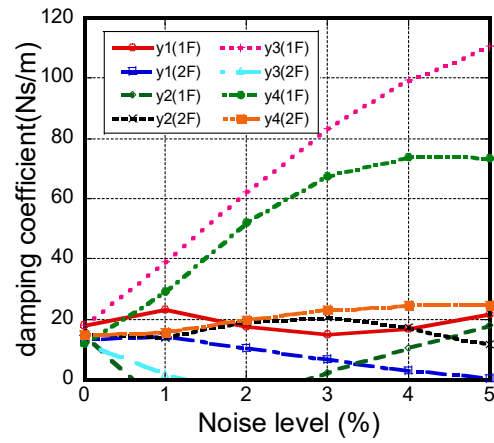


(d) 2 層の床せん断剛性

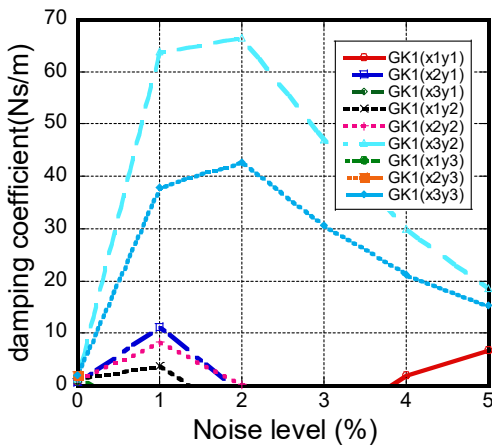
図 3.17 剛性同定値に対するノイズの影響（Hachinohe NS 0.4s）



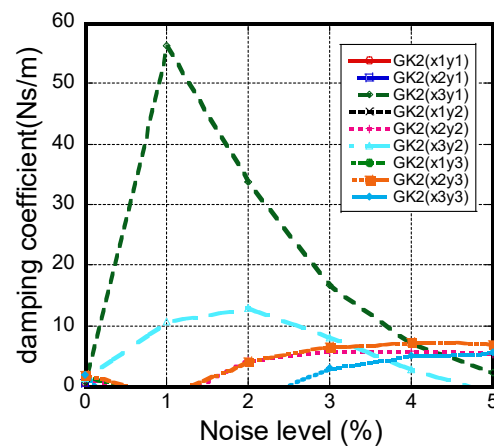
(a) x 軸方向鉛直構面の減衰係数



(b) y 軸方向鉛直構面の減衰係数



(c) 1層の床せん断減衰係数



(d) 2層の床せん断減衰係数

図 3.18 減衰係数同定値に対するノイズの影響 (Hachinohe NS 0.4s)

(5) 床要素の検討

図 3.19, 3.20 は床せん断剛性が鉛直構面剛性と同程度であるモデル(表 3.2c), 図 3.21, 3.22 は床せん断剛性が高いモデル(表 3.2d)の結果を示す. この結果, ノイズにより大きく精度が落ちることが確認された. アルゴリズムにおいて平行方向における応答加速度の差異が床剛性要素に大きく関わる. このため剛床に近づくにつれ, 対面における構面の応答値の差異が小さく, 各自由度の応答値の RMS 値を基準としたホワイトノイズの値が相対的に大きくなるのが原因と考えられる.

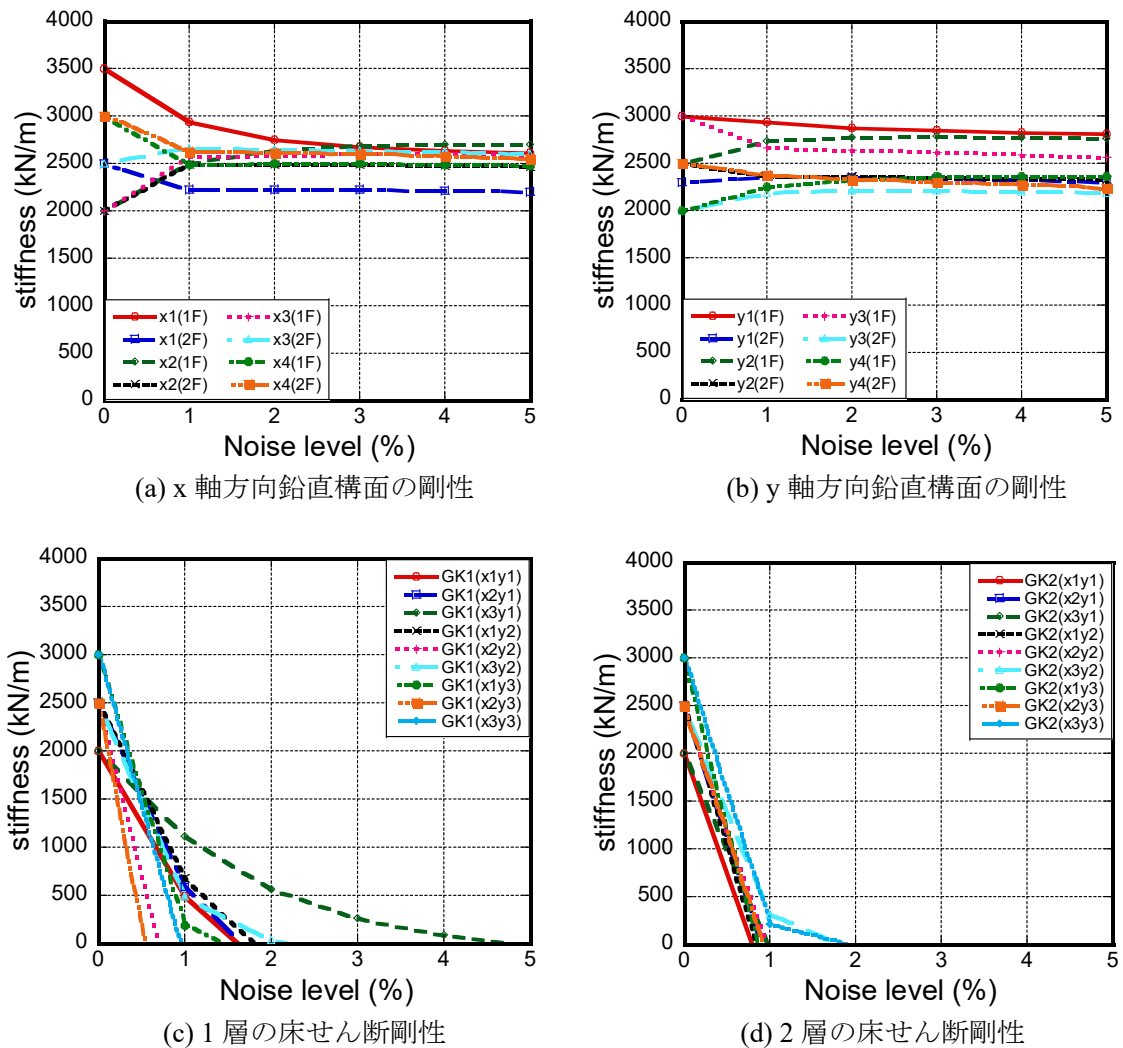
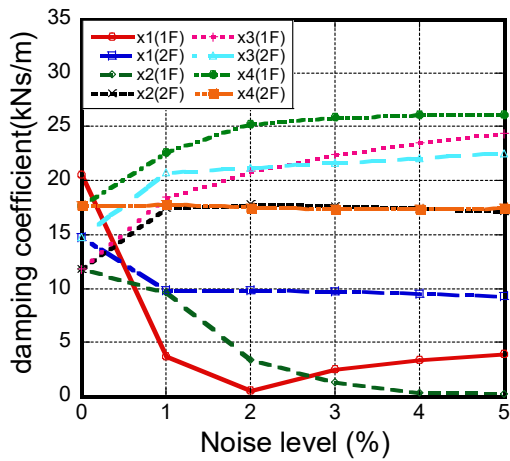
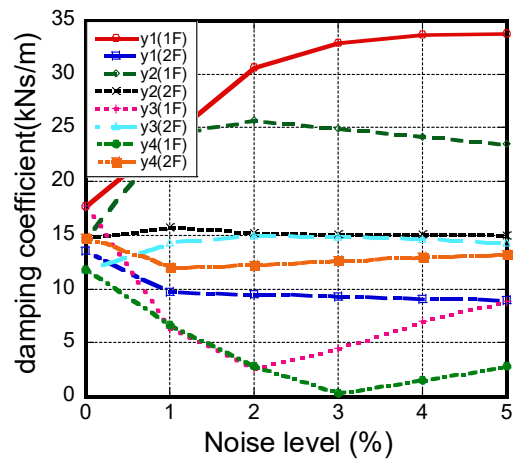


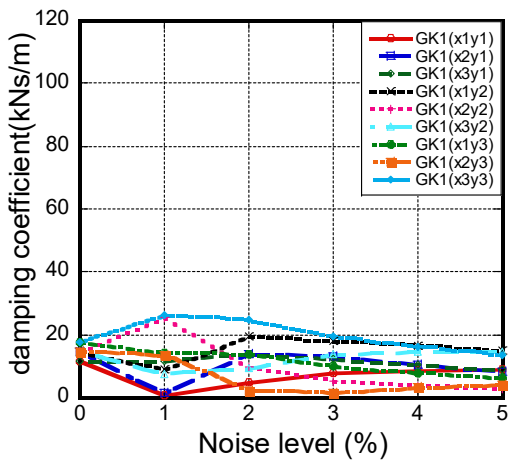
図 3.19 剛性同定値に対するノイズの影響(床せん断剛性：中程度)



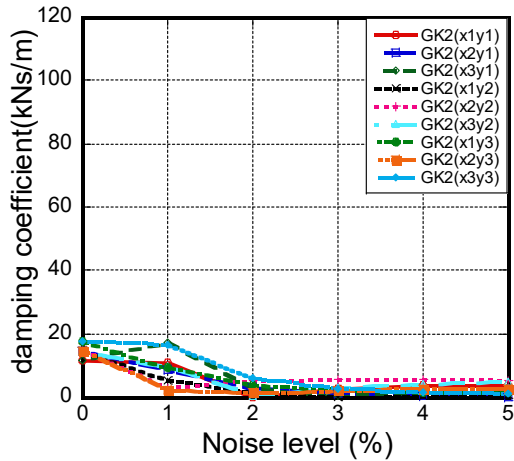
(a) x 軸方向鉛直構面の減衰係数



(b) y 軸方向鉛直構面の減衰係数

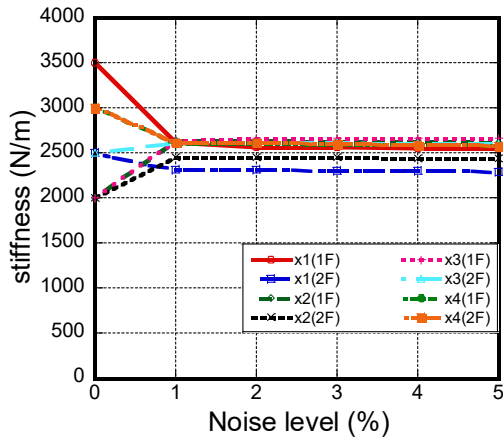


(c) 1 層の床せん断減衰係数

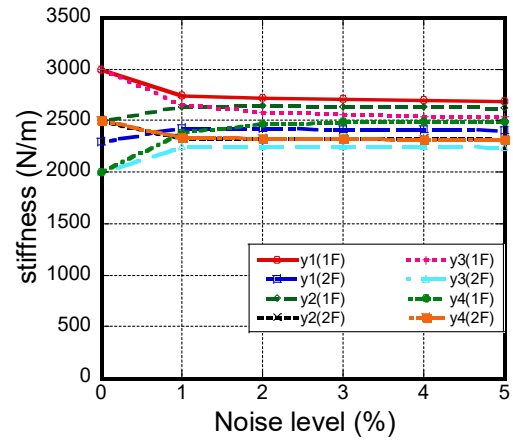


(d) 2 層の床せん断減衰係数

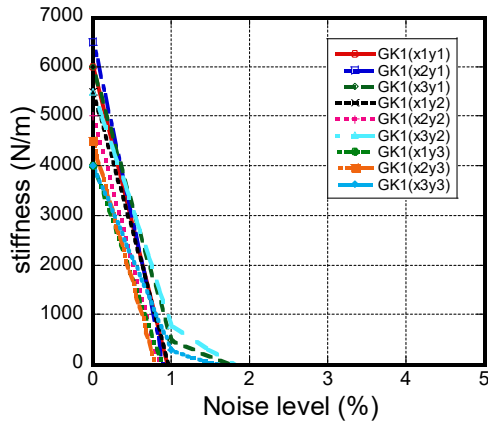
図 3.20 減衰係数同定値に対するノイズの影響 (床せん断剛性：中程度)



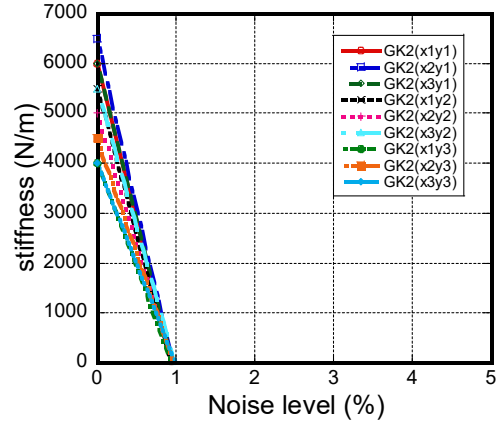
(a) x 軸方向鉛直構面の剛性



(b) y 軸方向鉛直構面の剛性

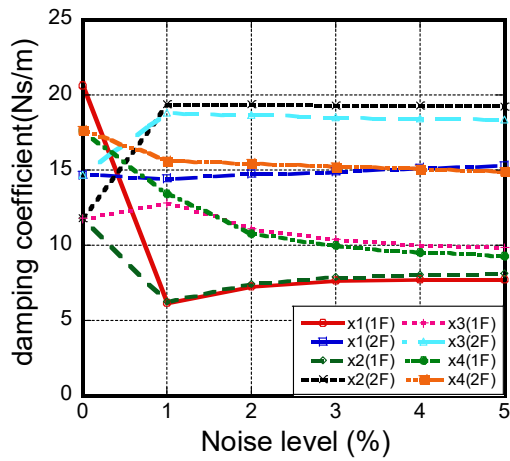


(c) 1層の床せん断剛性

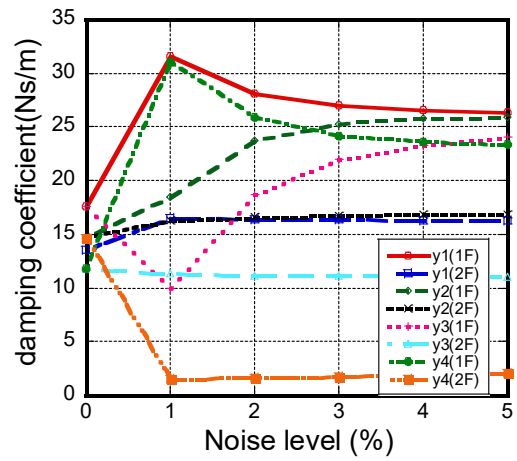


(d) 2層の床せん断剛性

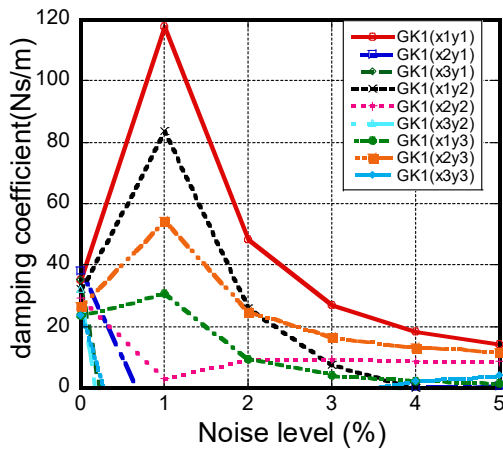
図 3.21 剛性同定値に対するノイズの影響 (剛床モデル)



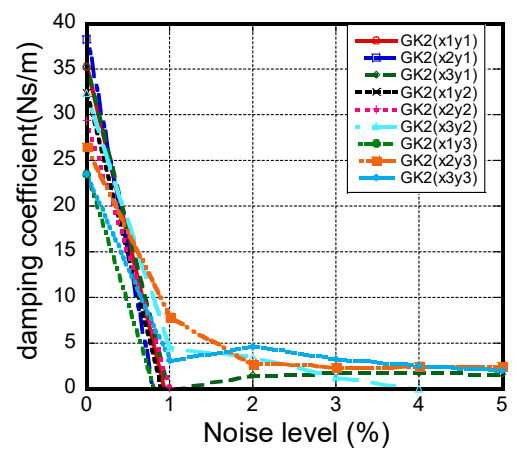
(a) x 軸方向鉛直構面の減衰係数



(b) y 軸方向鉛直構面の減衰係数



(c) 1層の床せん断減衰係数



(d) 2層の床せん断減衰係数

図 3.22 減衰係数同定値に対するノイズの影響 (剛床モデル)

(6) ノイズ除去について

数値誤差を想定し、独立したホワイトノイズを付加した各自由度の応答データに対し、特異値分解を用いた低ランク近似手法によるノイズ低減の処理を行う。このノイズ除去法は2章において用いた手法と同様であるが再掲する。

図 3.23 のように、観測した構面の計測データを m_d 個の部分データとして抽出し $m_d \times n_d$ の行列 \mathbf{A} とすると、特異値分解より次式が成立する。なお、抽出する部分データの時間幅は同一となるように分割する。なお、 R は 0 ではない特異値成分の数とする。

$$\mathbf{A} = \mathbf{U}\mathbf{D}\mathbf{V}^T = \sum_{i=1}^R \sigma_i \mathbf{u}_i \mathbf{v}_i^T \quad (3.60)$$

$$\mathbf{U} = [\mathbf{u}_1 \ \mathbf{u}_2 \ \cdots \ \mathbf{u}_i \ \cdots \ \mathbf{u}_{m_d}] \quad \mathbf{V} = [\mathbf{v}_1 \ \mathbf{v}_2 \ \cdots \ \mathbf{v}_i \ \cdots \ \mathbf{v}_{n_d}] \quad (3.61)$$

$$\mathbf{u}_i = [u_{i1} \ u_{i2} \ \cdots \ u_{im_d}]^T \quad \mathbf{v}_i = [v_{i1} \ v_{i2} \ \cdots \ v_{in_d}]^T \quad (3.62)$$

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \mathbf{D}_e & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad \mathbf{D}_e = \text{diag}(\sigma_1 \ \sigma_2 \ \cdots \ \sigma_R) \quad (3.63)$$

\mathbf{D} の対角要素である特異値と第 $1 \cdots i \cdots r$ 特異値のフロベニウスノルム比を $\nu(i)$ とし、設定閾値を満足する特異値の有効階数 r を決定する。

$$\nu(i) = \sqrt{\sum_{i=1}^r \sigma_i^2} / \sqrt{\sum_{i=1}^R \sigma_i^2} \geq 0.98 \quad (3.64)$$

これらの条件を満たす特異値と特異ベクトルを用いて、次式に示す行列 $\mathbf{A}_{denoise}$ をノイズ処理後の分割した応答データとする。

$$\mathbf{A}_{denoise} = \sum_{i=1}^r \sigma_i \mathbf{u}_i \mathbf{v}_i^T \quad (3.65)$$

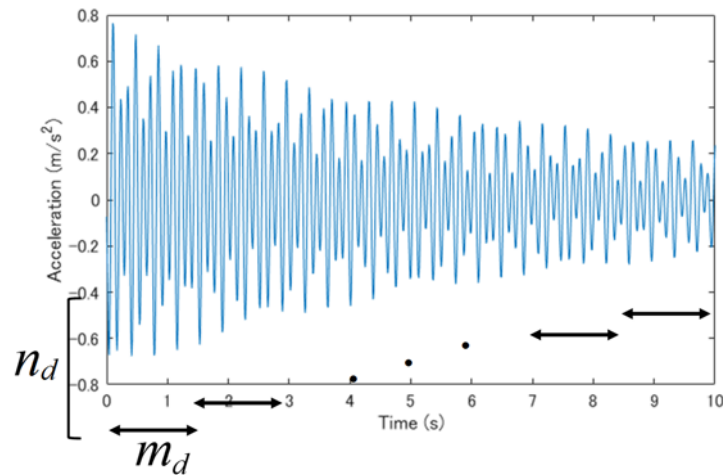


図 3.23 計測データの分割

図 3.24, 3.25 は、基本モデルに対して El Centro 1940 NS 波を入力したときの応答を用いたケースにおいて、ノイズ除去の有無による鉛直構面と水平構面の剛性推定値の精度を示す。この結果、 x, y 軸方向の鉛直構面における精度は、ノイズ除去の操作により推定誤差が最大 1 割ほど改善された。水平構面は無ノイズ時において精度の乱れがあるが、ノイズレベル上昇に伴う誤差量は減少する。

一方、図 3.26, 3.27 は、基本モデルに対して Kobe Univ. 1995 NS (Hyogoken-Nanbu 1995) 波を入力したときの応答を用いたケースにおける、ノイズ除去の有無による鉛直構面の剛性推定値の比較であり、El Centro 1940 NS 波の入力時と異なり大きな改善は見られない。また、Hachinohe 1968 NS 波の入力時は、ノイズ除去の有無による精度の変化は確認されなかった。これは設定閾値を満たす特異値の有効階数がフルランクのみであり、ノイズとオリジナルデータの分離がなされていないことを示す。

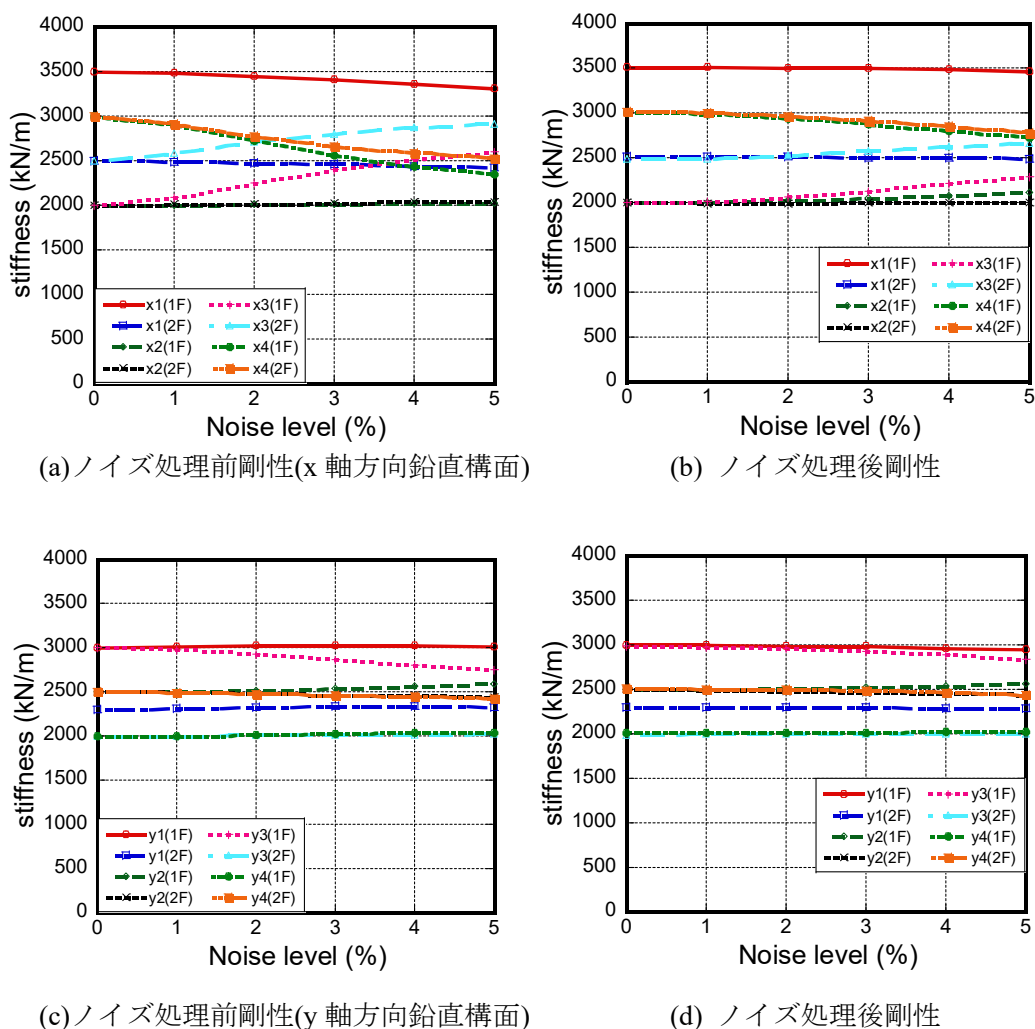
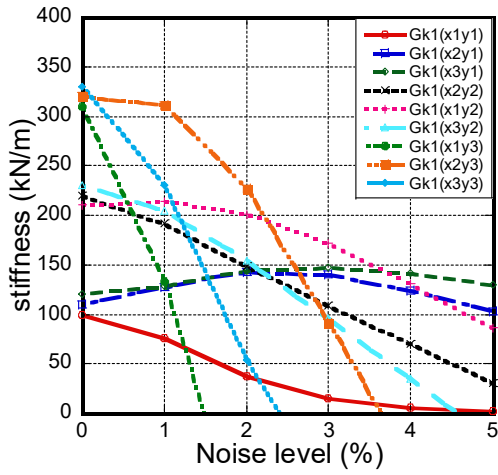
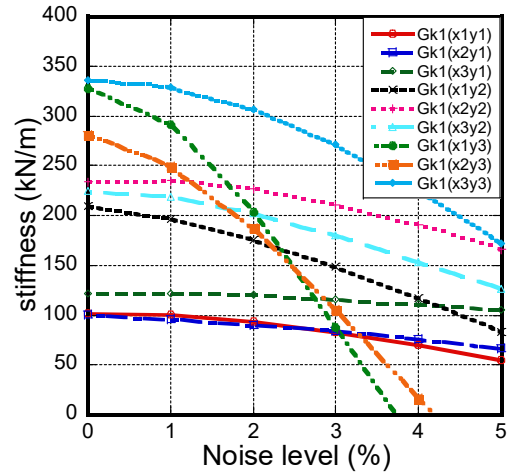


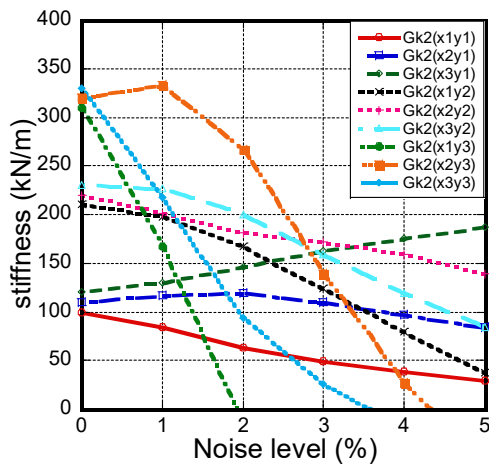
図 3.24 鉛直構面におけるノイズ低減 (El Centro NS)



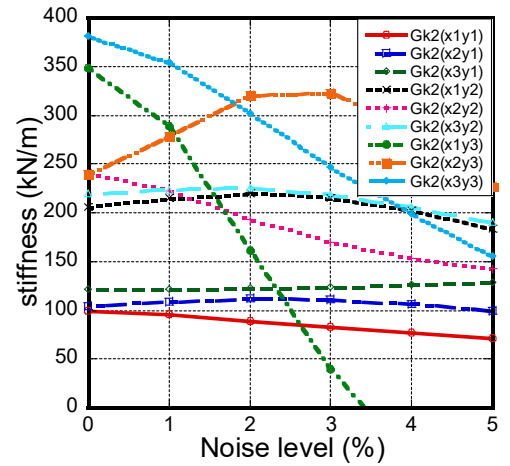
(a) ノイズ処理前剛性(1F)



(b) ノイズ処理後剛性(1F)

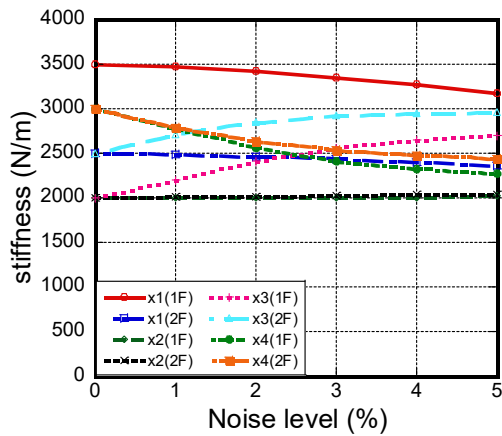


(c) ノイズ処理前剛性(2F)

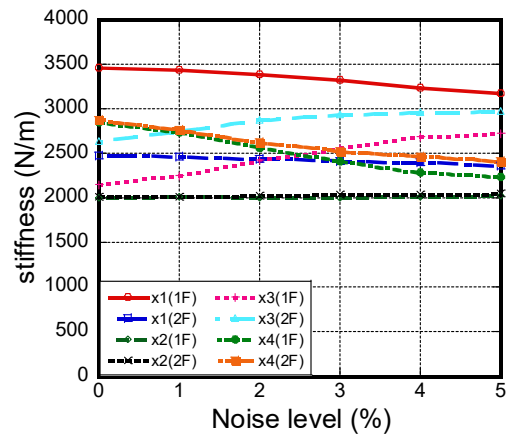


(d) ノイズ処理後剛性(2F)

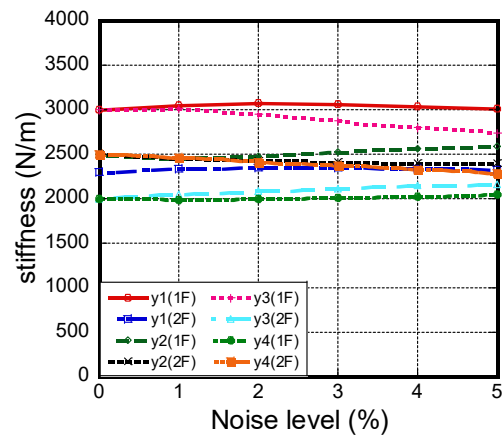
図 3.25 水平構面におけるノイズ低減 (El Centro NS)



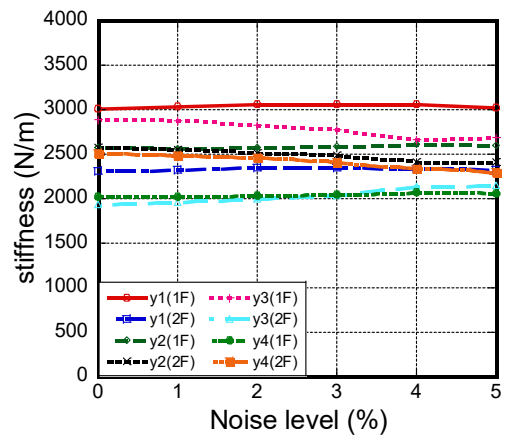
(a) ノイズ処理前剛性(x 軸方向鉛直構面)



(b) ノイズ処理後剛性

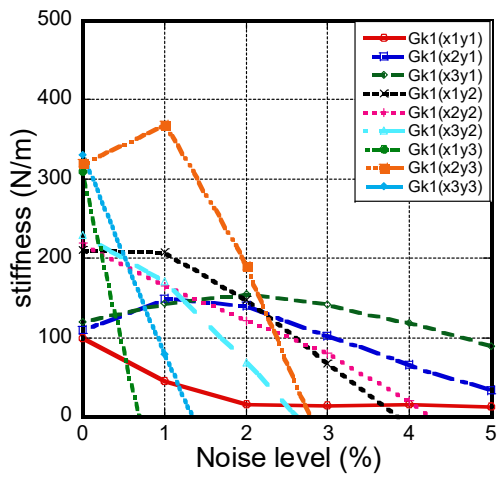


(c) ノイズ処理前剛性(y 軸方向鉛直構面)

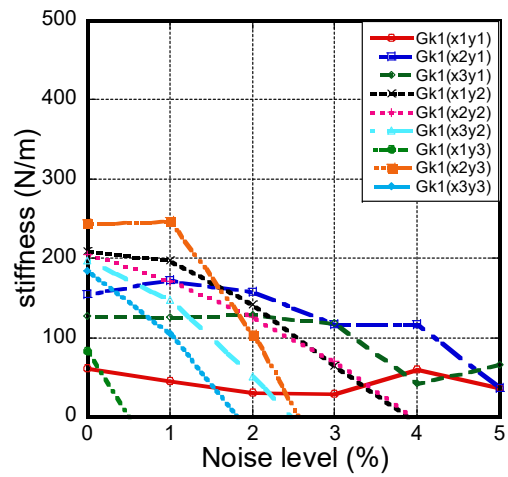


(d) ノイズ処理後剛性

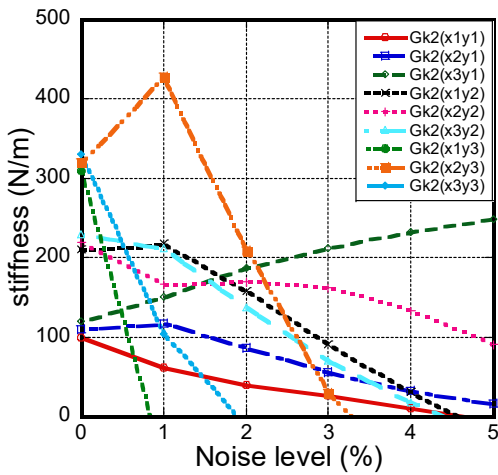
図 3.26 鉛直構面におけるノイズ低減 (Kobe Univ. NS)



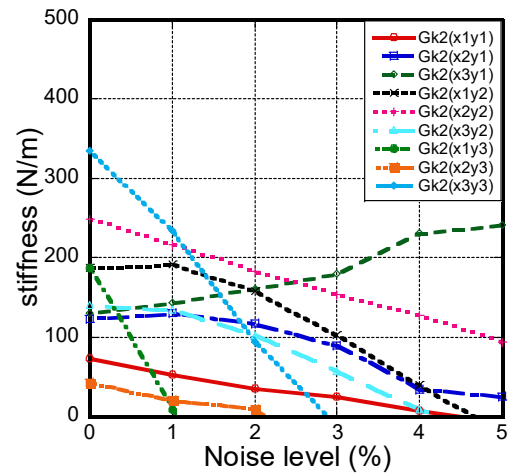
(a) ノイズ処理前剛性(1F)



(b) ノイズ処理後剛性(1F)



(c) ノイズ処理前剛性(2F)



(d) ノイズ処理後剛性(2F)

図 3.27 水平構面におけるノイズ低減 (Kobe Univ. NS)

3.6 まとめ

内部構面を有する床構面が柔な立体多層多構面せん断モデルを対象に、各構面自由度の応答計測データを用いて、各構面及び床の剛性および減衰係数を同定する手法を提案した。得られた成果は以下のようにまとめられる。

- 1) 立体せん断モデルの各構面の加速度および質量を既知量として、各鉛直構面と床構面の剛性及び減衰係数を未知のパラメーターとして推定する問題を構築した。ただし、各構面の変位、速度は加速度データを Newmark-beta のアルゴリズム内で数値積分して得られる。この問題に対し、運動方程式の誤差の二乗和を最小化する解として、連立方程式を一度解くだけで、各鉛直及び水平構面の剛性及び減衰を同時に同定できる手法を提案した。
- 2) 外周構面のみを有するモデルおよび、内部構面を有する多層の立体せん断モデルに対する数値例題を実施し、ノイズがなければ少ないデータで高い精度の推定が可能なことを示した。
- 3) 計測ノイズや数値積分誤差に起因するノイズが同定精度に及ぼす影響について検討した。ノイズの影響により、特に相対的に値の小さな物理量を有する構面の同定精度が低下することが示された。使用するデータを増やすことで、同定精度の低下をある程度抑えることができる。また、入力地震動を変えても同定精度には大きな影響はないことを示した。
- 4) 床剛性を大きくすると、特に床の剛性・減衰の同定精度が低下するが、これは床が相対的に剛になり、床そのものの変形が小さくなると、床変形によるせん断力の寄与が小さくなるためであると考えられる。
- 5) 観測波形を時間軸で分割し、分割した波形を対象に特異値の比率が設定した閾値(フロベニウスノルム値で 0.98)となるように低ランク近似を施すノイズ除去処理を行った結果、特に鉛直構面において精度の向上が確認された。一方、水平構面は無ノイズ時において精度の乱れがあるが、ノイズレベル上昇に伴う誤差量は減少する。

[参考文献]

- Loss, C., S. Rossi and T. Tannert (2018). In-plane stiffness of hybrid steel-cross-laminated timber floor diaphragms. *Journal of Structural Engineering* 144(8): 04018128
- Loss, C. and A. Frangi (2017). Experimental investigation on in-plane stiffness and strength of innovative steel-timber hybrid floor diaphragms. *Journal of Engineering Structures* 138: 229-244
- 木造軸組構法建物の耐震設計マニュアル編集委員会：伝統構法を生かす木造耐震設計マニュアル-限界耐力計算による耐震設計・耐震補強設計法，学芸出版，2004.3
- Shintani, K., Yoshitomi, S. and Takewaki, I. (2017). Direct Linear System Identification Method for Multi-story Three-dimensional Building Structure with General Eccentricity, *Frontiers in Built Environment (Specialty Section: Earthquake Engineering)*, Volume 3, Article 17.
- Shintani, K., Yoshitomi, S. and Takewaki, I. (2019). Stiffness and damping identification for asymmetric building frame with in-plane flexible floors, *Frontiers in Built Environment (Specialty Section: Earthquake Engineering)*, Volume 5: Article 103.
- 田中陽之, 吉富信太：木造建築物に適用可能なシステム同定に関する基礎的研究, 日本建築学会大会学術講演会(近畿), 2014.

4章 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の剛性・減衰 同時同定理論の実験による検証

4.1 はじめに

本章では、前章までに提案された床の面内剛性を考慮した立体構造物の構面別物理パラメータ同定手法の振動台実験による検証を示す。実験は、単層柔床型、単層剛床型、2層柔床型、2層剛床型、2層複合型の計5種類の試験体に対して行う。振動台によりランダム波あるいは振幅調整した El Centro 1940 NS 波を入力し、強制加振時および加振後の自由振動の計測値を用いた検証を行う。

前章までにおいて、線形域における剛床および柔床構造物を対象とした物理パラメータの同定手法を提案した。これらの手法の妥当性を確認するためには、試験体の実現象による検討が重要である。第3章までに述べていたように、構造物の維持管理の面において重要な役割を果たすシステム同定では、大きく分けてモーダルパラメータ同定法と物理パラメータ同定法が存在する。前者は固有モードなど、全体的な構造特性を推定する手法であり、安定した特性を有し、数多くの研究が行われている。一方、後者は、安定性に問題はあるものの、部位別の損傷度、健全性を直接評価可能である。しかし既往の研究は平面せん断モデルを対象とした層単位における性能把握が主であり、また剛床であることが前提であることが多い。そこで、本実験における試験体では、床の面内せん断剛性が変化できるようにし、また鉛直構面ごとの剛性差が分かりやすいように設計している。なお、提案同定手法は、減衰係数についても同定を行っているが、真値の設定が困難であるため、実験では剛性のみを同定対象とする。ただし、減衰係数についても大まかな同定精度について議論を行う。

4.2 実験供試体

実験に用いた試験体は、図 4.1 に示すような単層柔床型、単層剛床型、2層柔床型、2層剛床型、2層複合型の計5種類である。試験体は、図 4.2(a)のような土台、柱(鋼棒)、梁(バネ鋼)、天板(アクリル製)、ノード部より構成されており、土台と振動台は万力により固定し、土台と柱とノード部はプレートによる摩擦接合、ノード部と梁は鋼製アングルを用いボルトにより留めている。また、水平構面については、剛床を表現する際のみ各ノード部と天板をボルトにより拘束する仕様とし、柔床試験体の水平構面はノードおよび梁から構成される床とする。単層柔床型、単層剛床型、2層柔床型、2層剛床型試験体の柱は Y1-side frame 側に $\phi 3\text{mm}$ 、Y2-side frame 側に $\phi 4\text{mm}$ の異なる直径の鋼棒を用いた一軸偏心であり、2層複合型試験体の柱は、全て $\phi 3\text{mm}$ の鋼棒を用いた無偏心の試験体とする。なお、ノード部の質量は全て同一である。

加振は、振動台に対し試験体の土台を 30 度または 45 度方向に設置し行う。入力波としては、図 4.2(b)に示す振幅調整した El Centro 1940 NS 波およびランダム波を用い、強制振動および自由振動時における加速度を計測する。計測に用いる計器は振動台上の加振方向に

加速度センサーを1つ、試験体のノード上の対角位置に加速度センサーを2軸方向、各層に4つ設置する。なお加速度センサーのサンプリング周波数は100Hzとする。

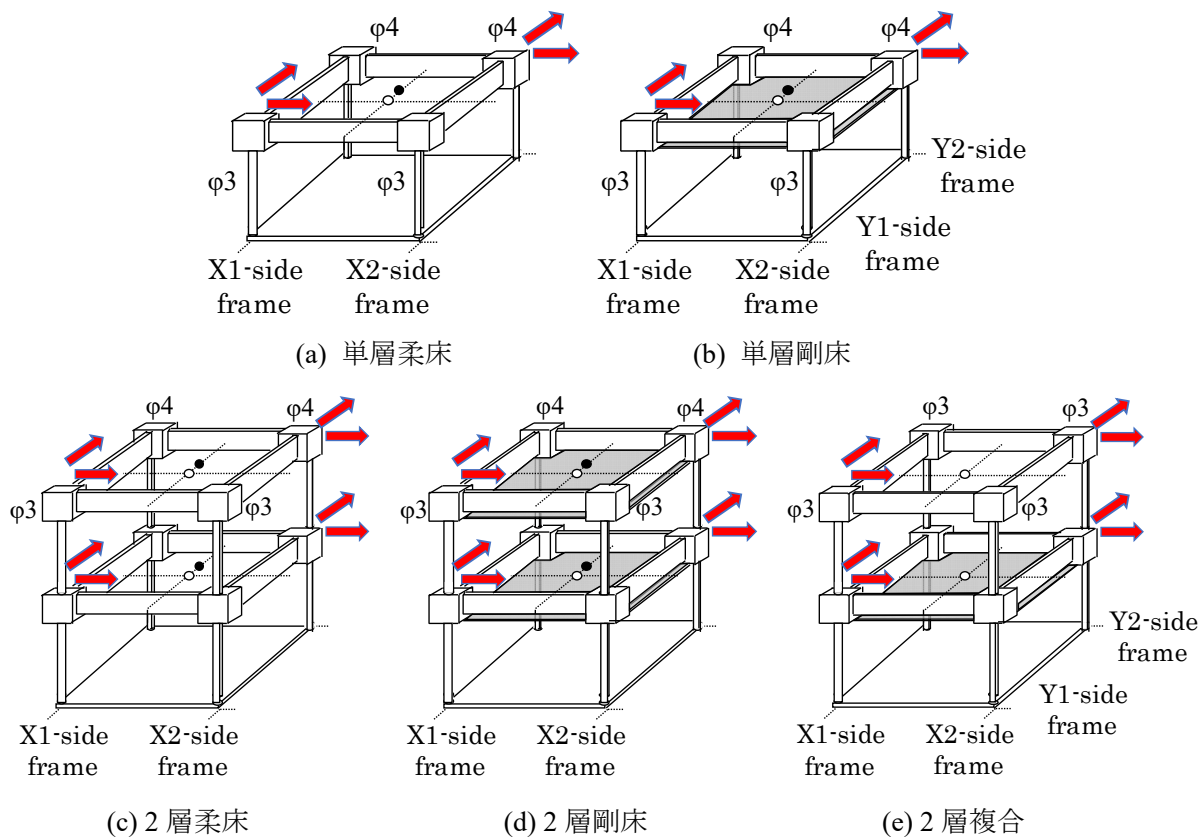
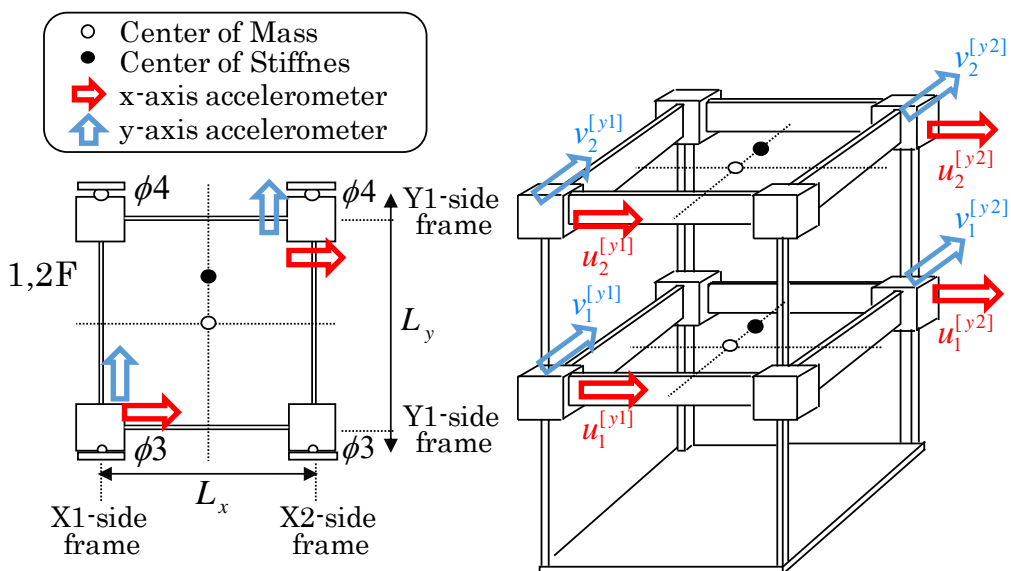
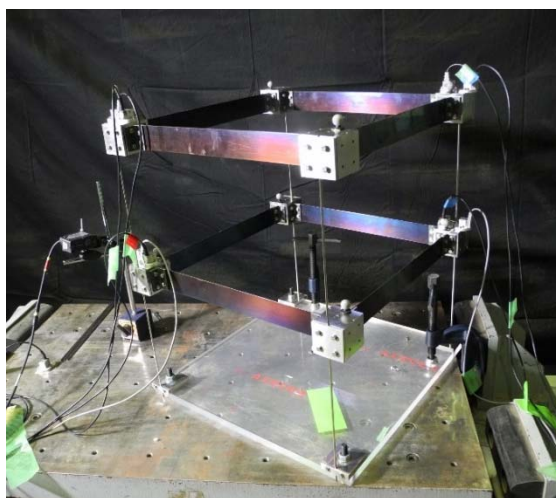


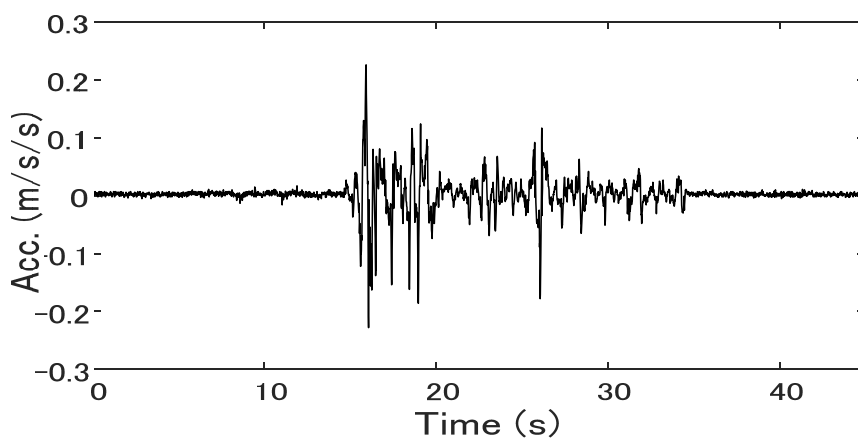
図 4.1 1層と2層の5つの試験体

表 4.1 試験体諸元

1F model	height	width	length	mass	Acrylic board weight
1F	200mm	400mm	450mm	5.18kg	0.18kg
2F model	height	width	length	mass	Acrylic board weight
1F	200mm	400mm	450mm	5.18kg	0.18kg
2F	200mm	400mm	450mm	5.18kg	0.18kg



(a) 2層柔床試験体写真と詳細図



(b) 入力波

図 4.2 試験体詳細図および入力波

4.3 参照値の決定

各鉛直構面における剛性の参照値として、固有振動数比および静的載荷試験による推定を行う。計測の都合上、鉛直構面の参照剛性値は、水平構面をアクリル板により拘束した剛床試験体を用いて算出し、無偏心時における加振実験および静的載荷試験を行う。また、柔な床組の水平構面の参照剛性値は静的載荷試験より求める。これら推定結果は、試験体における構面剛性の真値として扱う。なお、本実験における鉛直構面剛性は柱径のみに影響されるとする。

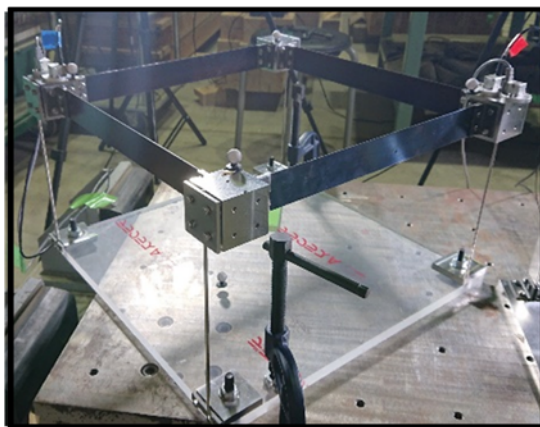
4.3.1 固有振動数比による推定

提案手法により求めた推定値と比較して妥当性を検証するため、図 4.3 のような試験体およびシミュレーションモデルを用い、固有振動数比から鉛直構面の剛性を導出する。

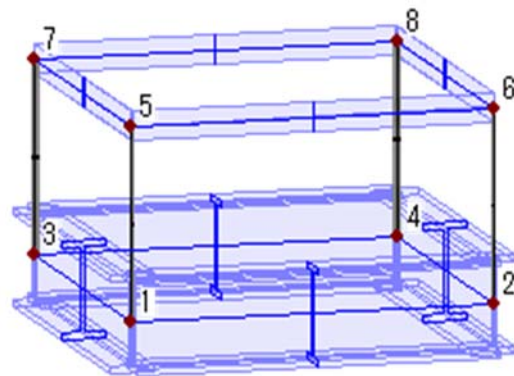
図 4.4 は、単層剛床試験体およびシミュレーションモデルに対して、無偏心方向から加振した際のパワースペクトルとクロススペクトルの比を比較したものである。加振実験により得られた測定値から求められる固有振動数を f_e 、ノード部が完全な固定端であると仮定した柱部両端固定端シミュレーションモデルを解析した結果より求められる固有振動数を f_s とすると次、式が成り立つ。

$$k_e = k_s (f_e / f_s)^2$$

これより、柱部両端固定端シミュレーションモデルの鉛直構面剛性 k_s は既知であるため、固有振動数比から試験体の鉛直構面剛性 k_e が推定される。その結果を表 4.2 に示す。



(a) 単層試験体写真



(b) 柱部両端固定端モデル

図 4.3 1層試験体写真と試験体のモデル化

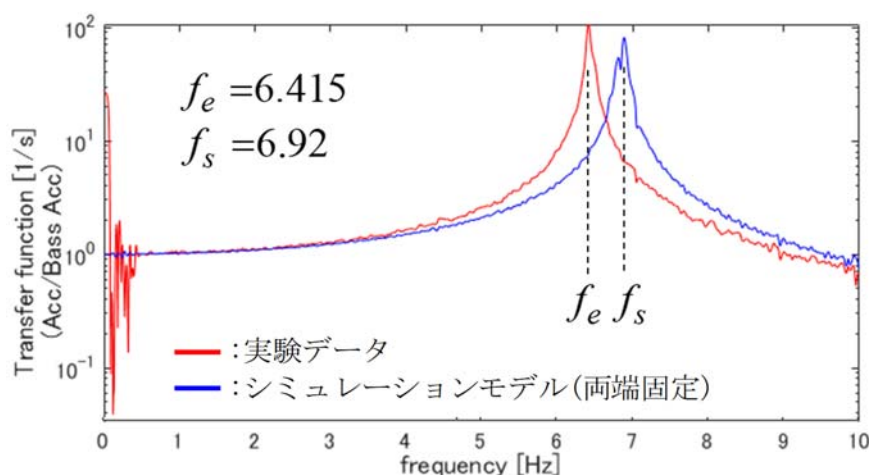


図 4.4 伝達関数の比較

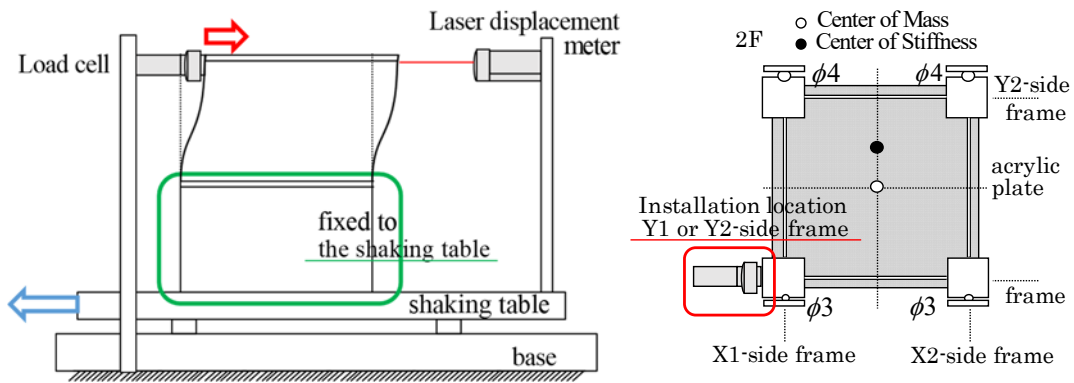
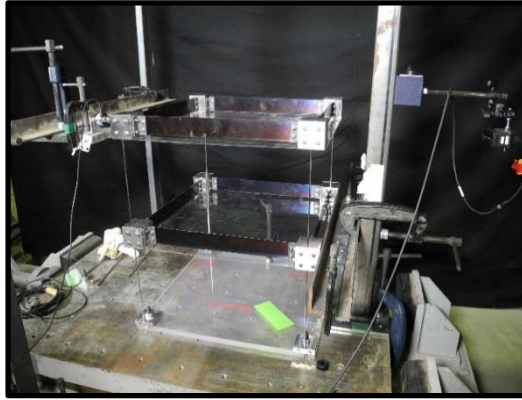
表 4.2 固有振動数比による鉛直構面剛性の推定結果

		Y1-side frame	Y2-side frame	X1-side frame	X2-side frame
L=200mm	両端固定端柱モデル	7275.9(N/m)	2302.1	4789	4789
	実験モデル	6181	1955.7	4068.4	4068.4

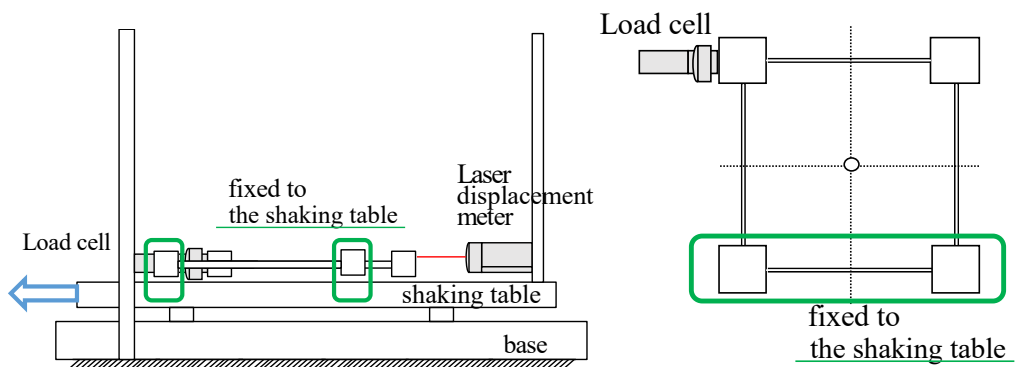
4.3.2 静的実験による推定

各鉛直構面における剛性の参照値の異なるアプローチとして静的載荷試験による推定を行う。鉛直構面の参照剛性値は図 4.5(a)に示すように、水平構面をアクリル板により拘束した剛床試験体により静的載荷試験を行うことにより求める。試験体に強制変位を加えることで各構面に水平荷重を与え、荷重変形関係を計測し、鍋島らの文献 (Nabeshima and Takewaki (2017), 鍋島(2019)) を参考に並進剛性を推定した。

また、水平構面の参照剛性値は図 4.5(b)に示す静的載荷試験より求める。水平構面を構成する梁は全て同形であるため 1 軸方向のみ計測を行い、水平構面の一辺を拘束して強制変位を与えることで床せん断剛性を推定した。図 4.6 には静的載荷試験による各構面における荷重変形関係を示す。本試験により得られる推定値は、節点の回転を拘束することによる剛性増加の影響が考えられるため補正を行う。

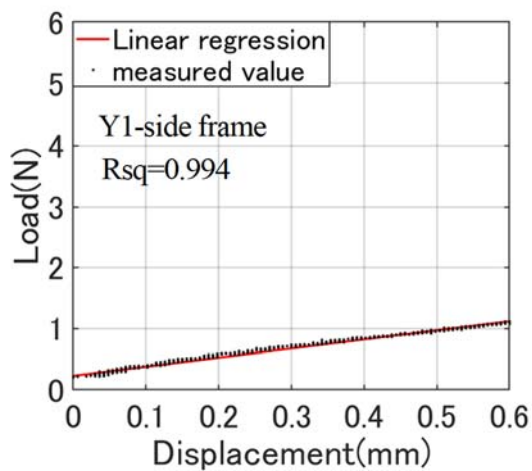


(a) 鉛直構面

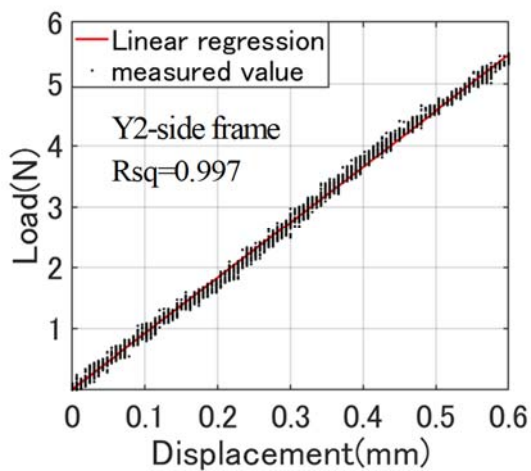


(b) 水平構面

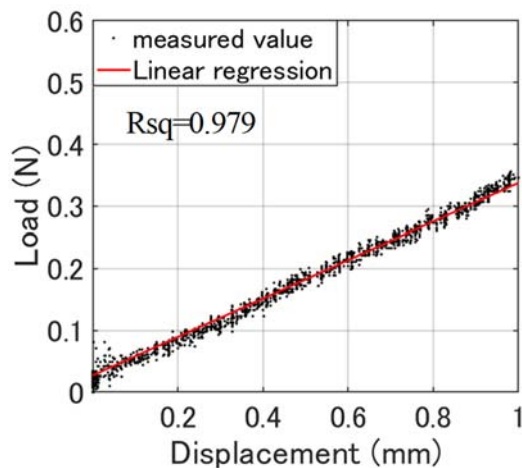
図 4.5 静的載荷試験概要



(a) Y1-side frame



(b) Y2-side frame



(c) 水平構面

図 4.6 荷重変位曲線

4.4 振動台実験結果

各試験体の加振実験を行い，提案同定手法を適用する．本手法は図 4.7 のように，いくつかの時間のデータ範囲をもつ同定対象データに適用する．この作業を繰り返し，得られた推定結果の平均値を同定結果とする．

同定対象となる時間帯は，強制振動域と自由振動域に分けて考察する．また，計測値に対するノイズ除去処理の有無により 2 つの同定結果を導出する．推定対象は各層 4 構面の鉛直剛性及び各層 1 構面の水平せん断剛性とする．なお，データ範囲は 10 秒，時間刻みは 0.01 秒とする．

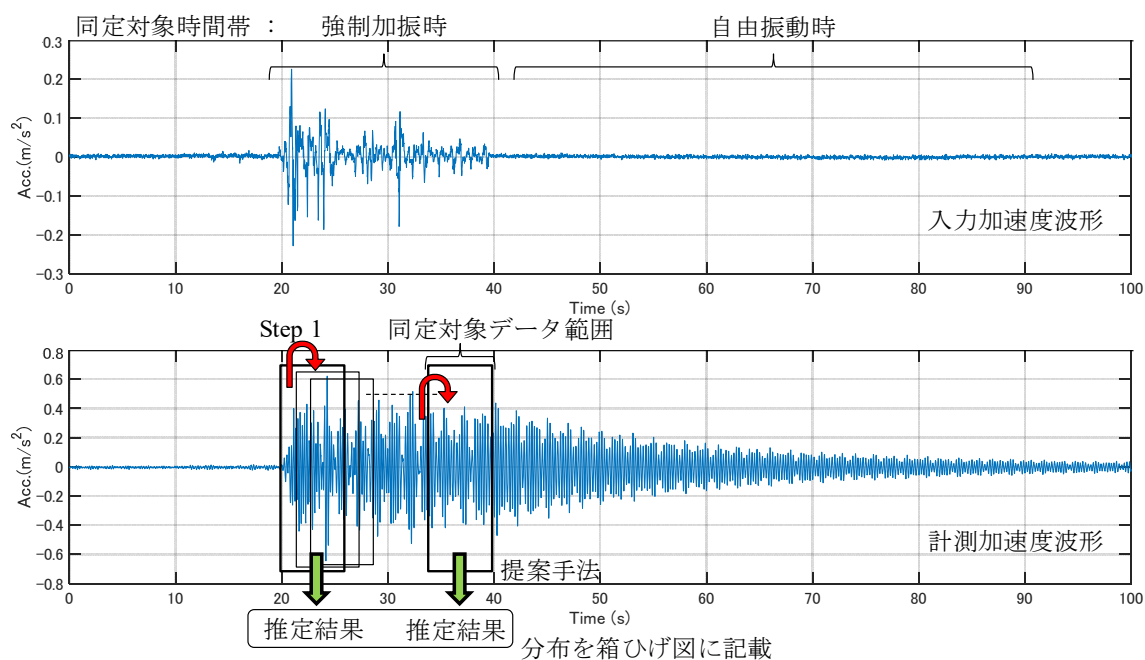


図 4.7 提案手法の適用概要

4.4.1 単層試験体(入力角に関する検討)

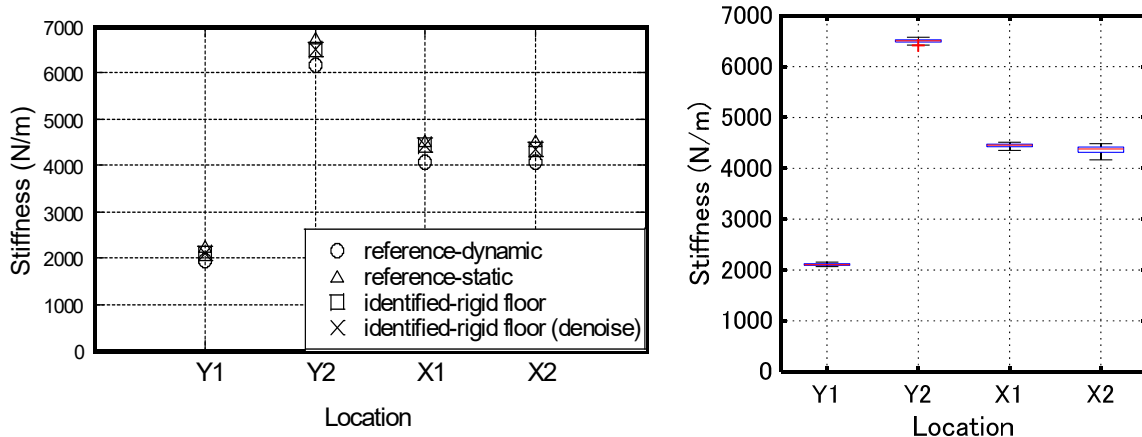
本項では、図 4.1(a), (b)に示す単層試験体に対し加振実験を行う。試験体に用いる部材は同一のもの併用し、単層剛床試験体、単層柔床試験体の順に振動させる。両試験体の柱は $\phi 3\text{ mm}$, $\phi 4\text{ mm}$ の 2 種類を用いており一軸偏心である。入力波としてランダム波を用いる。同定対象の時間範囲は自由振動域とし、30 度または 45 度方向から各試験体へ加振する。

図 4.8 は単層剛床試験体を、図 4.9, 4.10 は単層柔床試験体における各構面の剛性値推定結果を示す。比較図は、前節より導出した参照値と、ノイズ除去処理の有無による 2 つの同定値を精度比較したものであり、Boxplot (最大値, 最小値, 四分位数) は同定対象データ範囲ごとの推定結果の分布を表す。

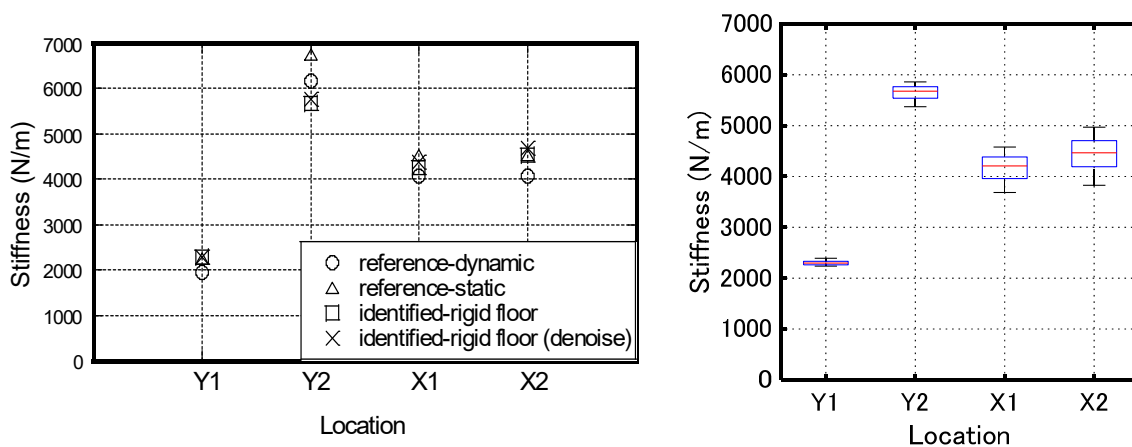
グラフの x 軸は、試験体鉛直構面の通り番号(Y1, Y2, X1, X2) , または水平構面(1F)を表す。また、精度比較図は、それぞれ、○: 固有振動数比から導出した参照値, △: 载荷試験より導出した参照値, □: 同定値, ×: ノイズ除去処理を行った同定値について示し、Boxplot (最大値, 最小値, 四分位数) はデータ範囲ごとの推定結果の分布を示す。

これらの結果から、剛床試験体においては入力角による同定精度の差異は見られないが、柔床試験体は 30 度方向入力が 45 度入りに比べ精度が上昇する傾向がみられる。

計測値に対するノイズ処理の有無により、剛床および柔床試験体ともに鉛直構面の剛性同定精度の向上が確認される。しかし、水平構面の同定精度は減少している。この原因として、水平構面剛性導出には対面鉛直構面の変位差を用いる点が挙げられる。これより鉛直構面剛性導出と比較し、数値のオーダーが小さい上、誤差が大きくなりやすいと考えられる。

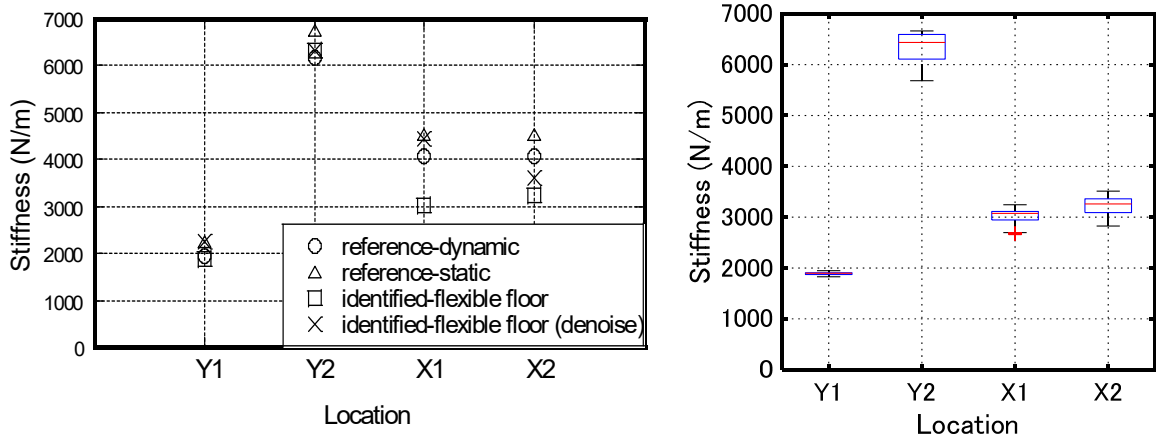


(a) 鉛直構面剛性同定結果 (入力波:30 度)

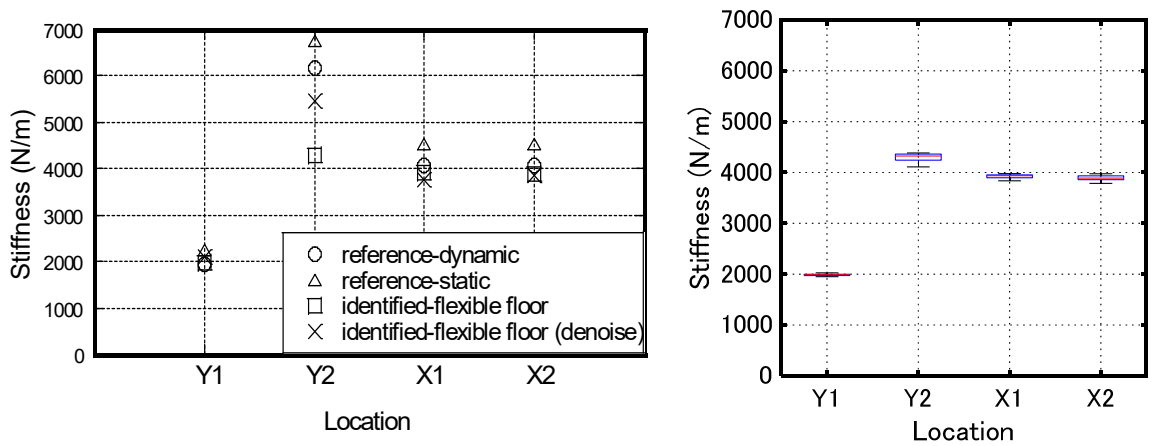


(b) 鉛直構面剛性同定結果 (入力波:45 度)

図 4.8 単層剛床試験体 (左: 同定精度比較 右: 同定値の Boxplot (最大値, 最小値, 四分位数))

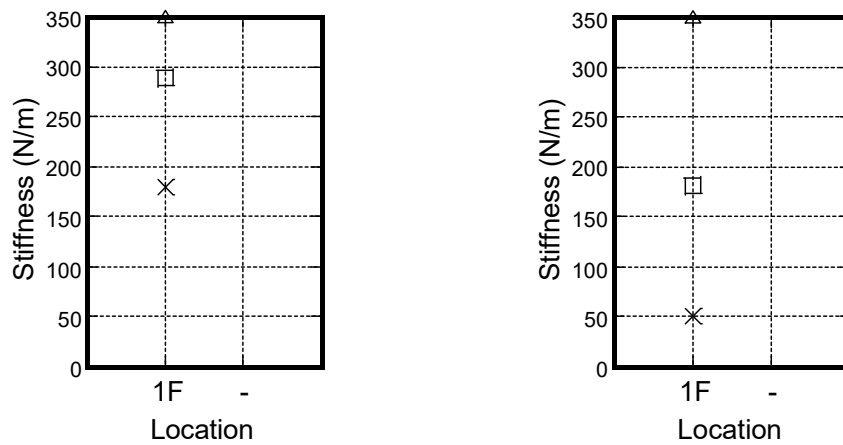


(a) 鉛直構面剛性同定結果 (入力波: 30 度)



(d) 鉛直構面剛性同定結果 (入力波: 45 度)

図 4.9 単層柔床試験体 (左: 同定精度比較 右: 同定値の Boxplot (最大値, 最小値, 四分位数))



(a) 単層柔床型試験体 (入力波: 30 度) (b) 単層柔床型試験体 (入力波: 45 度)

図 4.10 水平構面における剛性同定結果

4.4.2 2層試験体(時間帯に関する検討)

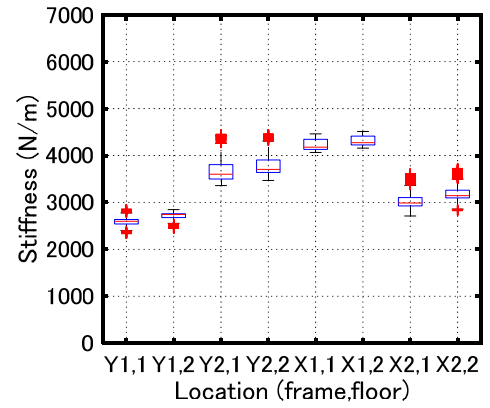
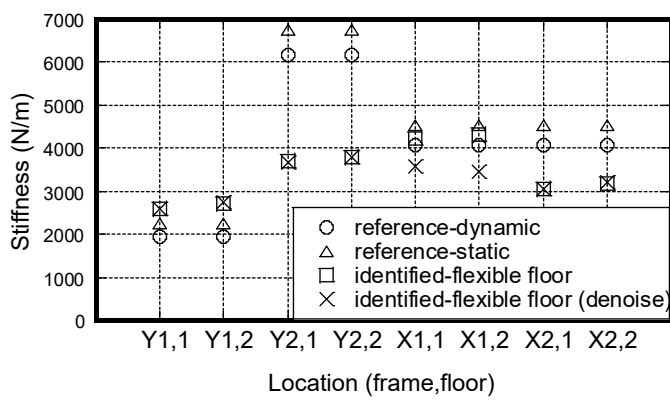
図 4.1(c)(d)(e)に示す 2 層試験体に対し加振実験を行う。試験体に用いる部材は同一のもの併用し 2 層柔床試験体, 2 層剛床試験体, 2 層複合試験体の順に振動させる。2 層柔床および剛床試験体の柱は $\phi 3, \phi 4\text{mm}$ の 2 種類を用いた一軸偏心, 2 層複合試験体の柱は $\phi 3\text{mm}$ の無偏心とし, 2 層柔床および剛床試験体の柱は共有し, 2 層複合試験体は Y1 side frame 側の柱 $\phi 3\text{mm}$ のみ共有する。入力波として振幅調整した El Centro 1940 NS 波を用い, 同定対象の時間帯は強制振動域または自由振動域とし, 30 度方向から各試験体へ加振する。

図 4.11, 4.14(a)は 2 層柔床試験体を, 図 4.12 は 2 層剛床試験体を, 図 4.13, 4.14(b)は 2 層複合試験体における各構面の剛性値推定結果を示しており, 複合試験体は柔床モデルを対象とした提案手法より同定値を導出しているため, 剛床部のせん断剛性についても推定している。なお, グラフの x 軸は, 試験体鉛直構面の通り番号, 階数(Y1,1 など)または水平構面(1F, 2F)を表し, 比較図および Boxplot (最大値, 最小値, 四分位数)は前節と同条件である。

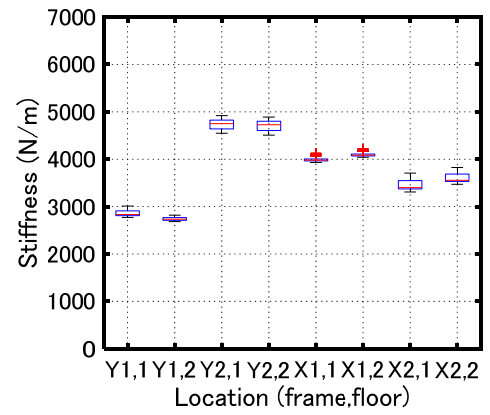
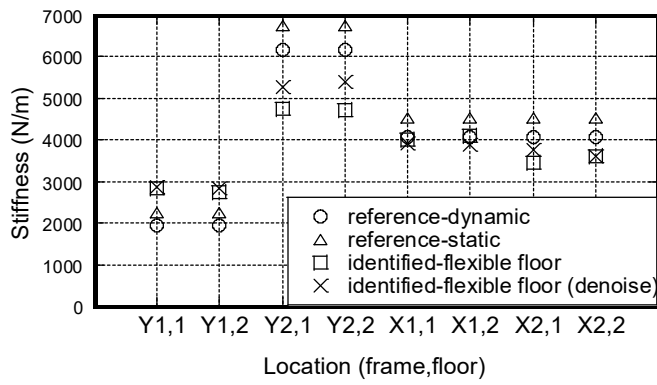
図 4.11 の Y2 通りのように, 強制加振中の計測加速度を用いた鉛直構面における同定は, 自由振動域の計測加速度を用いた場合と比べ, データ範囲ごとの推定結果のばらつきが大きく, 同定値が最大 2 割程度の誤差が生じる。同様の傾向は剛床試験体および複合試験体についても時間帯による精度の大きな差異はないものの確認できる。

水平構面に関しては, 図 4.14(a)のように強制加振時を対象とした場合, 精度を保つことは困難であり, 鉛直構面部より大きな影響がみられる。一方, 無偏心試験体においては一定の精度を保つことが確認できる。この一因として, 1F 床の面内せん断変形の減少による応答値誤差の減少が考えられる。

計測値にノイズが含まれていると仮定し, 特異値分解を用いたノイズ除去処理による推定値の改善は特に高剛性構面側において確認された。計測値に対するノイズ処理の有無による同定精度の傾向は単層実験と同様であると考えられる。

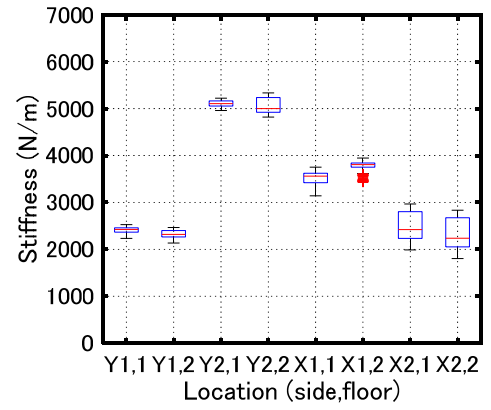
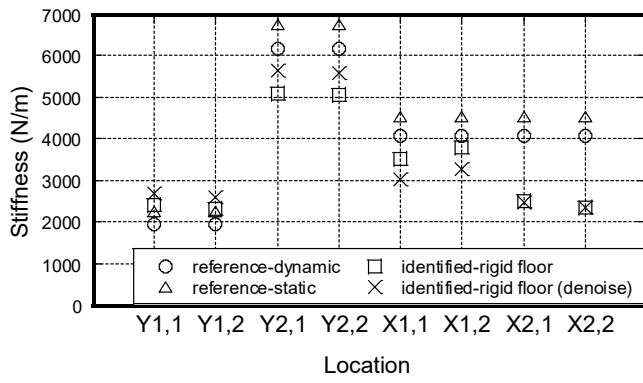


(a) 鉛直構面剛性同定結果 (強制加振時)

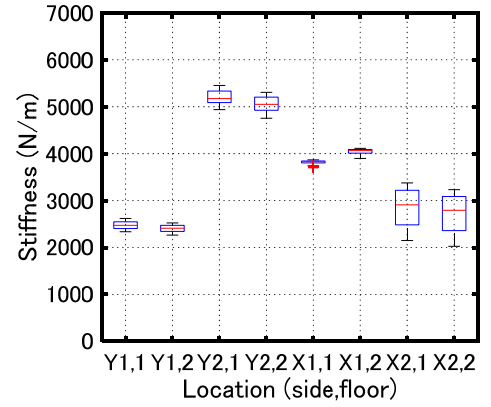
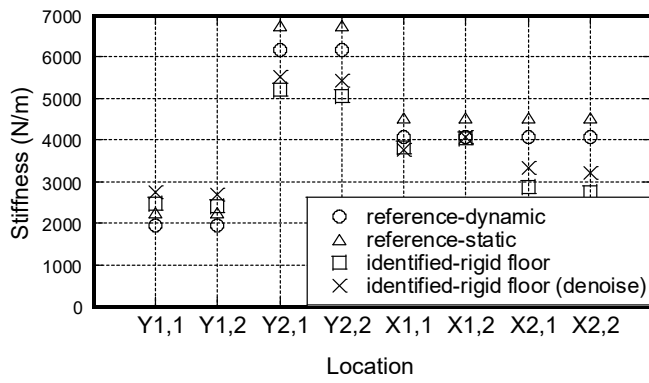


(b) 鉛直構面剛性同定結果 (自由振動時)

図 4.11 柔床試験体同定結果

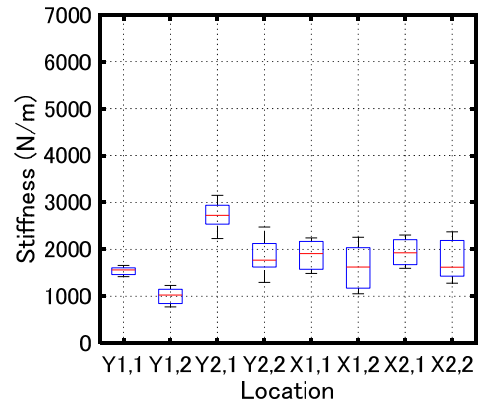
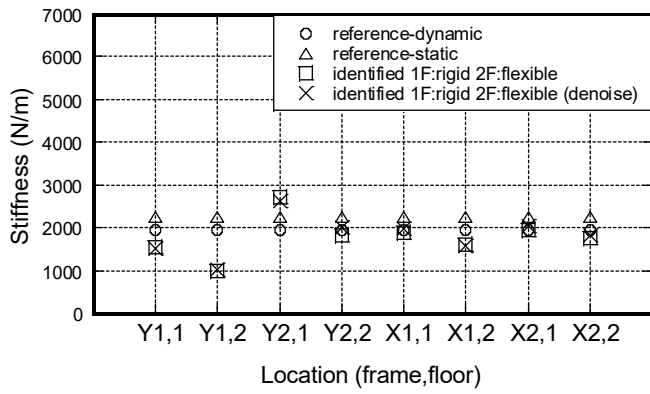


(a) 鉛直構面剛性同定結果 (強制加振時)

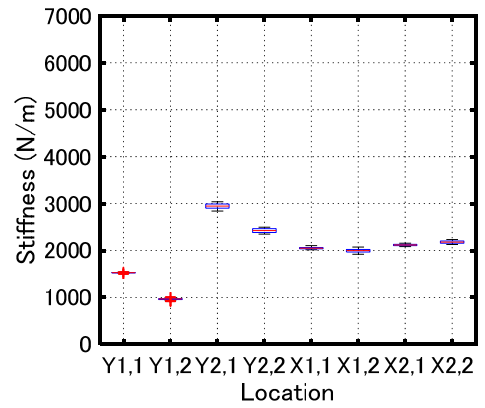
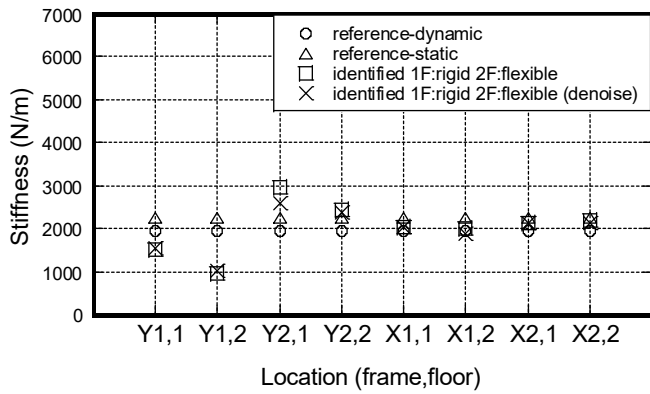


(b) 鉛直構面剛性同定結果 (自由振動時)

図 4.12 剛床試験体同定結果

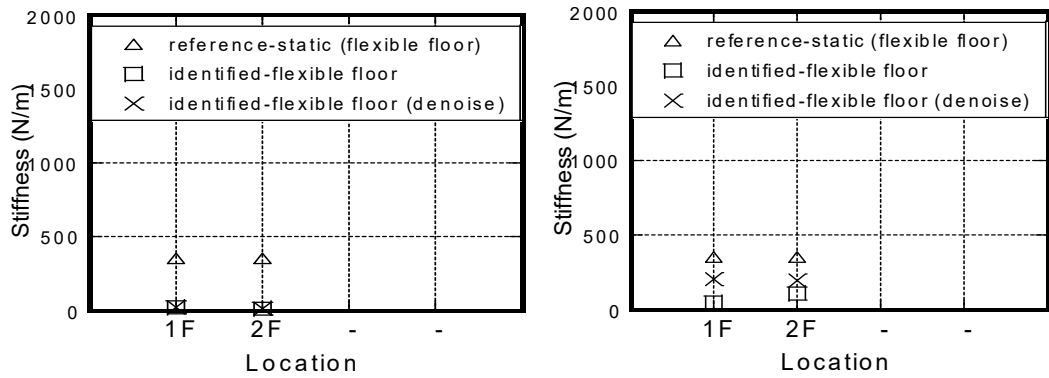


(a) 鉛直構面剛性同定結果 (強制加振時)

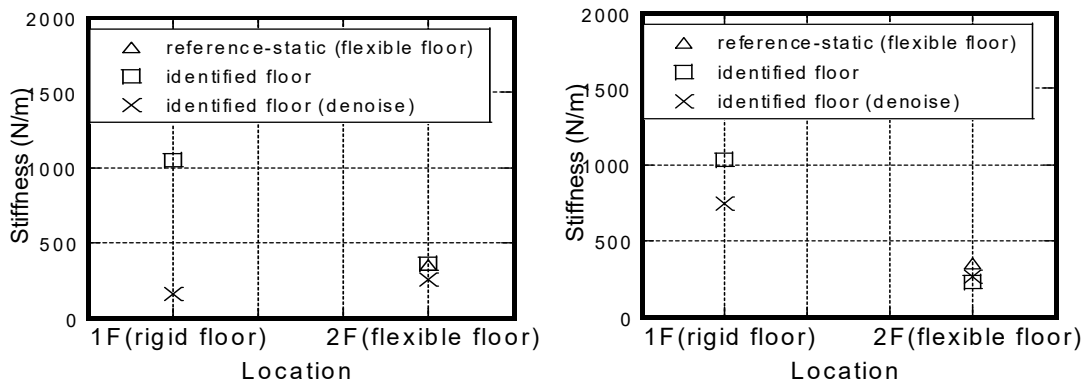


(b) 鉛直構面剛性同定結果 (自由振動時)

図 4.13 複合試験体同定結果



(a) 2層柔床試験体 (左: 強制加振時 右:自由振動時)



(b) 複合試験体 (左: 強制加振時 右:自由振動時)

図 4.14 水平構面における剛性同定結果

4.5 まとめ

第4章では、第3章と同様に、床の面内せん断剛性が有限である場合について、振動台を用いた模型実験を実施し、提案手法の検証を行った。試験体は土台、柱(鋼棒)、梁(ばね鋼)、天板(アクリル板)、ノード部(鋼製)より構成され、床の面内変形が各鉛直構面の力学特性の同定に及ぼす効果を考慮可能な構造である。実験で用いた試験体の鉛直構面および水平床面のせん断剛性の比較値を求めるために静的な実験を行い、得られた結果からそれぞれの剛性を特定する方法を展開した。また、提案同定手法の本実験結果への適用を可能とするために、ノイズを除去する方法を用いた。提案同定手法は剛性については数パーセント程度の誤差で同定が可能である。以下に知見を示す。

- (1) 単層試験体において確認されたノイズ処理有無による推定値の差異が存在するが、参照値と提案手法による推定値はある程度一致する。
- (2) 強制加振中の計測加速度を用いた鉛直構面における同定は、自由振動域計測加速度を用いた場合と比べ、最大2割程度の誤差が生じることがあり得る。また計測値にノイズが含まれていると仮定し、特異値分解を用いたノイズ除去処理による推定値の改善は特に高剛性構面側において確認された。
- (3) 2層剛床試験体において、Y2-side frame 及び X2-side frame における推定値にばらつきがみられる。この原因として、両構面に関係する柱が実験による繰り返しの荷重により塑性化した可能性がある。
- (4) 複合試験体における全ての柱径は同一であるため、全鉛直構面の剛性は同一であると考えられるが、用いる計測加速度の種類を問わず Y1-side frame 側及び Y2-side frame 側構面の推定値に差異が生じている。この原因として Y1-side frame 側構面の柱は前の振動実験時に塑性化し、新しい柱に変更した Y2-side frame 側構面と比較し剛性が低下したと考えられる。
- (5) 水平構面における推定では、アルゴリズムにおいて対面の構面上における応答加速度の差異が大きく影響する。鉛直構面と比較し剛性が小さく、同定に用いる変数が多いことから改善の余地があると考えられる。
- (6) 複合試験体における水平構面における推定精度の改善の一因として、1F 床の面内せん断変形の減少による応答値誤差の減少が考えられる。

[参考文献]

- Nabeshima, K., and Takewaki, I. (2017). Frequency-domain physical-parameter system identification of building structures with stiffness eccentricity. *Frontiers in Built Environment*, 3: 71.
- 鍋島国彦 (2019). 鉛直軸回りの回転運動を伴う建築物のシステム同定と水平軸回りの回転運動に対する剛体の転倒限界, 京都大学工学博士学位論文, 2019.3.

5章 床の面内剛性を考慮した立体構造物モデルの床面と鉛直構面の非線形復元力特性の同定

5.1 はじめに

第3章において提案したシステム同定法 (Shintani et al. 2019) では、地震動を受けた時の鉛直構面の水平剛性と床の面内剛性を同時に同定する方法の開発が求められていることから (Loss et al. 2018), 質量が既知であるモデルについて、入力波及び構面位置ごとの応答加速度値 (変位, 速度は数値計算より導出) を計測し、最小二乗法を用いて鉛直構面及び水平構面の剛性値, 減衰係数を直接推定した。この提案手法は線形システムへの適用を前提としたものであり、弾塑性の復元力特性を有するモデルには直接適用できない。

弾塑性の復元力特性の同定を対象とした既往の研究として、ニューラルネットワークを用いたもの (Masri et al. 1993, Saadat et al. 2004, Tasbihgoo et al. 2007, Brewick et al. 2016), ウェーブレット変換を用いたもの (Kitada 1998, 2000, 来田ら 2000, Saadat et al. 2004), サポートベクター回帰を用いたもの (Zhang and Sato 2006), 高速ベイズ自動フィルターによるもの (Li et al. 2004b), 多段階繰り返しアプローチによるもの (Li et al. 2004a), オンライン最小二乗法を用いたもの (池田 2010) 等が挙げられる。既往研究において、弾塑性の履歴復元力を有する多層多構面立体モデルを対象とした研究は少なく、特定の復元力モデル (バイリニア型や Bouc-Wen モデルなど) の事前設定や初期値設定による収束計算の推定誤差などの課題がある。その他にも、非線形構造物のシステム同定に関しては種々の研究が行われている (例えば, Toussi and Yao 1983, Cifuentes 1984, Leontaritis and Billings 1985, Masri et al. 1987, Loh and Chung 1993, Ikhouance and Rodellar 2007, Worden and Manson 2010, Pellicciari et al. 2018)。

本章では第3章の提案手法を拡張し、面内変形が無視できない水平構面を有する多層多構面立体モデルを対象として、復元力モデル設定や収束計算などを必要としない非線形履歴特性の同定法を提案する。本手法は構面ごとの復元力に対しフーリエ級数展開を行い周期関数へと近似する。この近似された復元力に関する未知係数であるフーリエ係数を推定対象とし、入出力加速度データを用いた最小二乗法により推定を行う。3章の提案手法と異なり、同定に用いる観測値は層ごとの鉛直構面に対応する応答加速度のみであり、履歴曲線を同定する際には変位成分を導出する。なお質量に関しては3章と同様に、既知であるとする。

5.2節においては多層多スパン型せん断モデルを対象としたモデル設定について記述する。

5.3節は前述モデルの各構面における運動方程式について記載し、5.4節においては同定アルゴリズムの構築を行う。

5.5節においては本手法を用いた数値例題を行う。

5.2 柔床建物のモデル化

5.2.1 鉛直構面と床要素からなる柔床建物

本論では、第3章で扱ったモデルと同様に、図5.1のような柔床を有する多層多スパン立体せん断モデルを対象とする。本モデルは、柔床を表す水平構面と、壁や骨組等に相当する鉛直構面で構成される。建物平面には x 軸あるいは y 軸に平行な通りを設定し、 y 軸に平行な通りを x 通り、 x 軸に平行な通りを y 通りと呼ぶ。建物の層数を N 、 x 通り数を m 、 y 通り数をそれぞれ n とし、層番号は下層から順に番号付け、一般層を第 i 層 ($i=1, \dots, N$) と表す。通り番号は座標の小さい方から順に番号付けし、 x 通り名を x_j ($j=1, \dots, m$)、 y 通り名を y_l ($l=1, \dots, n$) と表す。また、隣接する通り間をスパンと呼び、 x_j 通りと $x_{(j+1)}$ 通り間の x スパン名を x_j ($j=1, \dots, m-1$)、 y_l 通りと $y_{(l+1)}$ 通り間の y スパン名を y_l ($l=1, \dots, n-1$) と表す。 x 方向及び y 方向スパン長さを $L_x^{[xj]}$ 、 $L_y^{[yl]}$ ($j=1, \dots, m-1, l=1, \dots, n-1$) とする。

質量は x 通りと y 通りの交点上に配置するものとし、第 i 層、第 x_j 通り、第 y_l 通りに設置された質量を $m_i^{[xj,yl]}$ とする。右上添え字の $[\]$ は通り位置あるいはスパン位置を表すものとする。なお、以下の式展開において、数式表現の一般化のため、最下層、最上層、外周構面については厳密には成立しない表現も含まれるが、第 0 層、第 $N+1$ 層、第 0 番スパン、第 $n+1$ スパン、第 $m+1$ スパン等実際に存在しない自由度や要素は無視するものとする。

5.2.2 モデル自由度の設定

モデルの自由度は、各層、各構面の並進自由度であり、モデル全体の総自由度数は $(m+n)N$ 個である。図1のように、第 i 層の第 y_l 通り上の構面に平行な x 方向変位を $u_i^{[yl]}$ ($l=1, \dots, n$)、第 x_j 通り上の構面に平行な y 方向変位を $v_i^{[xj]}$ ($j=1, \dots, m-1$) とする。モデル全体の変位ベクトル \mathbf{y} は、 $[\]^T$ を転置行列として、次式で表される。

$$\mathbf{y} = \left\{ \mathbf{u}^T \quad \mathbf{v}^T \right\}^T \quad (5.1)$$

$$\mathbf{u} = \left\{ \mathbf{u}^{[y1]T} \quad \dots \quad \mathbf{u}^{[yl]T} \quad \dots \quad \mathbf{u}^{[ym]T} \right\}^T \quad (5.2)$$

$$\mathbf{v} = \left\{ \mathbf{v}^{[x1]T} \quad \dots \quad \mathbf{v}^{[xj]T} \quad \dots \quad \mathbf{v}^{[xm]T} \right\}^T \quad (5.3)$$

$$\mathbf{u}^{[yl]} = \left\{ u_1^{[yl]} \quad \dots \quad u_i^{[yl]} \quad \dots \quad u_N^{[yl]} \right\}^T \quad (l=1, \dots, n) \quad (5.4)$$

$$\mathbf{v}^{[xj]} = \left\{ v_1^{[xj]} \quad \dots \quad v_i^{[xj]} \quad \dots \quad v_N^{[xj]} \right\}^T \quad (j=1, \dots, m) \quad (5.5)$$

各自由度における変位 $u_i^{[yl]}$ 、 $v_i^{[xj]}$ に対応した速度 $\dot{u}_i^{[yl]}$ 、 $\dot{v}_i^{[xj]}$ 、加速度 $\ddot{u}_i^{[yl]}$ 、 $\ddot{v}_i^{[xj]}$ を成分とする速度ベクトルと加速度ベクトルをそれぞれ $\dot{\mathbf{y}}$ 、 $\ddot{\mathbf{y}}$ とする。地動加速度 \ddot{y}_g は x 軸から角度 ϕ の方向に入力し、 x 方向及び y 方向の地動加速度を $\ddot{u}_g = \ddot{y}_g \cos \phi$ 、 $\ddot{v}_g = \ddot{y}_g \sin \phi$ とする。

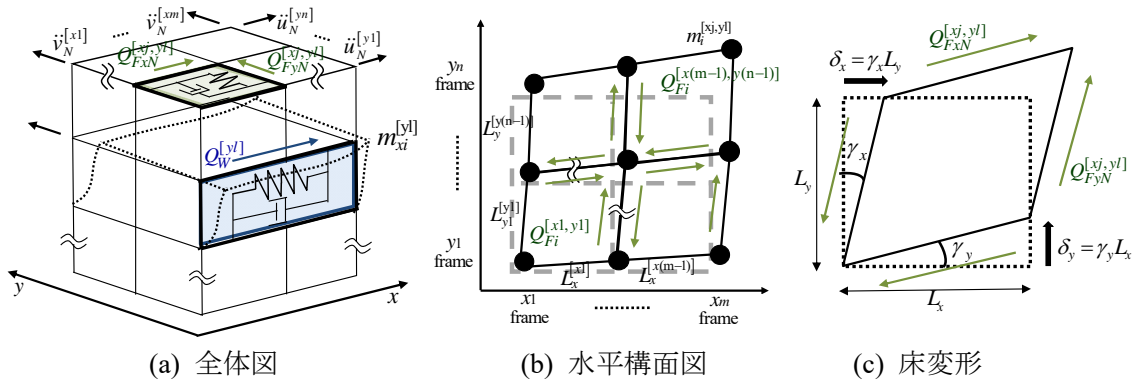


図 5.1 内部構面を有する柔床多層多構面モデル

5.2.3 鉛直構面要素の荷重変形関係

図 5.1 に示すように各鉛直構面は、各層の x 通りあるいは y 通り上に配置し、各鉛直構面要素は、各層の各通り上に含まれる構面の性能の総和を一つの要素として表すものとする。第 i 層、第 yl 通り上の鉛直構面の x 方向剛性と減衰によるせん断力を $Q_{Wi}^{[yl]}$ 、第 xj 通り上の鉛直構面の y 方向剛性と減衰によるせん断力を $Q_{Wj}^{[xj]}$ と定義する。

5.2.4 床要素の荷重変形関係

床要素は、図 5.1(b) のように各層の各スパンに設置する。図 5.1(c) は、第 i 層、第 xj スパン、第 yl スパンに配置された床要素の変形時の様子を示しており、 x 軸および y 軸方向せん断変形による x 軸および y 軸床せん断剛性と減衰係数による床せん断力 $Q_{Fxi}^{[xj,yj]}$ 、 $Q_{Fyi}^{[xj,yj]}$ と定義とする。なお右上添え字の $[]$ は床要素の設置場所を表す。

5.3 運動方程式

第 i 層、第 yl 通りの自由度に対応する x 方向の運動方程式は次式となる。

$$m_{xi}^{[yl]} \ddot{u}_i^{[yl]} + \sum_{j=1}^{m-1} (Q_{Fxi}^{[xj,yj]} - Q_{Fxi}^{[xj,yj]}) + (Q_{Wxi}^{[yl]} - Q_{Wxi}^{[yl]}) = -m_{xi}^{[yl]} \ddot{y}_g \cos \phi \quad (5.6)$$

ここで、 $m_{xi}^{[yl]}$ は第 i 層、第 yl 通り構面における質量の合計を表し、次式で表現される。

$$m_{xi}^{[yl]} = \sum_{j=1}^m m_i^{[xj,yj]} \quad (5.7)$$

(5.6) 式において、左辺第 1 項は第 yl 通りに存在する質点に作用する慣性力の x 方向への和、第 2 項は第 yl 通りの左右の床面に作用する復元力と減衰力の x 方向への和、第 3 項は第 yl 通りの第 i 層の上下層に作用する抵抗力を表す。図 5.2 は、鉛直構面と水平構面の交点における動的平衡の模式図を表す。

同様に第 i 層, 第 x_j 通りの自由度に対応する y 方向の運動方程式を次式に示す.

$$m_{yi}^{[xj]}\ddot{v}_i^{[xj]} + \sum_{l=1}^{n-1} \left(Q_{Fyi}^{[xj,y^l]} - Q_{Fyi}^{[x(j-1),y^l]} \right) + \left(Q_{Wyi}^{[xj]} - Q_{Wyi(i+1)}^{[xj]} \right) = -m_{yi}^{[xj]}\ddot{y}_g \sin \phi \quad (5.8)$$

(5.7)式と同様に, 第 i 層, 第 x_j 通り構面における質量の合計は次式で表される.

$$m_{yi}^{[xj]} = \sum_{l=1}^n m_i^{[xj,y^l]} \quad (5.9)$$

質量行列を \mathbf{M} , 鉛直構面ごとの層せん断力の差分とスパンごとの面内せん断力の差分に関する行列を $\bar{\mathbf{Q}}$ と定義すると, (5.6)~(5.9)式より次式を得る.

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{r}} + \bar{\mathbf{Q}} = -\mathbf{M}\mathbf{r}\ddot{y}_g \quad (5.10)$$

ここで,

$$\mathbf{r} = \{ \cos \phi \ \cdots \ \cos \phi \ \sin \phi \ \cdots \ \sin \phi \}^T \quad (5.11)$$

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_x & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{M}_y \end{bmatrix} \quad (5.12)$$

$$\mathbf{M}_x = \text{diag} \left(\mathbf{m}_x^{[y^1]} \ \cdots \ \mathbf{m}_x^{[y^l]} \ \cdots \ \mathbf{m}_x^{[y^n]} \right) \quad (5.13)$$

$$\mathbf{M}_y = \text{diag} \left(\mathbf{m}_y^{[x^1]} \ \cdots \ \mathbf{m}_y^{[x^j]} \ \cdots \ \mathbf{m}_y^{[x^m]} \right) \quad (5.14)$$

$$\mathbf{m}_x^{[y^l]} = \left\{ m_{x1}^{[y^l]} \ \cdots \ m_{xi}^{[y^l]} \ \cdots \ m_{xN}^{[y^l]} \right\} \quad (l=1, \dots, n) \quad (5.15)$$

$$\mathbf{m}_y^{[x^j]} = \left\{ m_{y1}^{[x^j]} \ \cdots \ m_{yi}^{[x^j]} \ \cdots \ m_{yN}^{[x^j]} \right\} \quad (j=1, \dots, m) \quad (5.16)$$

$\bar{\mathbf{Q}}_x^{[y^l]}$, $\bar{\mathbf{Q}}_y^{[x^j]}$ は i 層の第 yl , x_j 通りの構面に関するせん断力の差分であり, 式(5.6), (5.8)が示すように, 鉛直構面の上下層のせん断力の差分および各構面に沿ったスパンごとの面内せん断力の差分から構成される.

なお, これらのせん断力の差分表現は階層, スパン位置に関わらず運動方程式を表現するために用いている.

$$\bar{\mathbf{Q}} = \left[\bar{\mathbf{Q}}_x^{[y^1]} \ \cdots \ \bar{\mathbf{Q}}_x^{[y^l]} \ \cdots \ \bar{\mathbf{Q}}_x^{[y^n]}, \bar{\mathbf{Q}}_y^{[x^1]} \ \cdots \ \bar{\mathbf{Q}}_y^{[x^j]} \ \cdots \ \bar{\mathbf{Q}}_y^{[x^m]} \right]^T \quad (5.17)$$

$$\bar{Q}_x^{[yl]} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{Wx1}^{[yl]} + \sum_{j=1}^{m-1} \bar{Q}_{Fxi}^{[xj,y,l]} \\ \vdots \\ \bar{Q}_{Wxi}^{[yl]} + \sum_{j=1}^{m-1} \bar{Q}_{Fxi}^{[xj,y,l]} \\ \vdots \\ \bar{Q}_{WxN}^{[yl]} + \sum_{j=1}^{m-1} \bar{Q}_{Fxi}^{[xj,y,l]} \end{bmatrix} \quad \bar{Q}_y^{[xj]} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{Wy1}^{[xj]} + \sum_{l=1}^{n-1} \bar{Q}_{Fyl}^{[xj,y,l]} \\ \vdots \\ \bar{Q}_{Wyi}^{[xj]} + \sum_{l=1}^{n-1} \bar{Q}_{Fyl}^{[xj,y,l]} \\ \vdots \\ \bar{Q}_{WyN}^{[xj]} + \sum_{l=1}^{n-1} \bar{Q}_{Fyl}^{[xj,y,l]} \end{bmatrix} \quad (5.18)$$

鉛直構面に関する層せん断力 $Q_{Wxi}^{[yl]}$ や水平構面に関する面内せん断力 $Q_{Fxi}^{[xj,y,l]}$ は図 5.3(a)上図に示されるような非周期関数である。この非周期関数を最小二乗法に適用可能な式へと一般化するため、各せん断力の時刻歴データに対し、図 5.3(a)下図および(5.19)~(5.21)式に示すような正弦波と余弦波の重ね合わせを用いたフーリエ展開により近似表現をする。

図 5.3(b)は、周期関数へと変換する際のフーリエ展開の周波数範囲の違いによる推定精度の差異を示す。これより低次数の固有振動数のみでは精度は不十分であり、周波数範囲が広がるに従い精度が向上すると考えられる。なお、正弦波のフーリエ係数を $a_{p,i}^{[yl]}$, $a_{p,i}^{[xj]}$, 余弦波のフーリエ係数を $b_{p,i}^{[yl]}$, $b_{p,i}^{[xj]}$ とし、 $T/2$ は周波数設定により決定されるフーリエ係数の数と定義する。

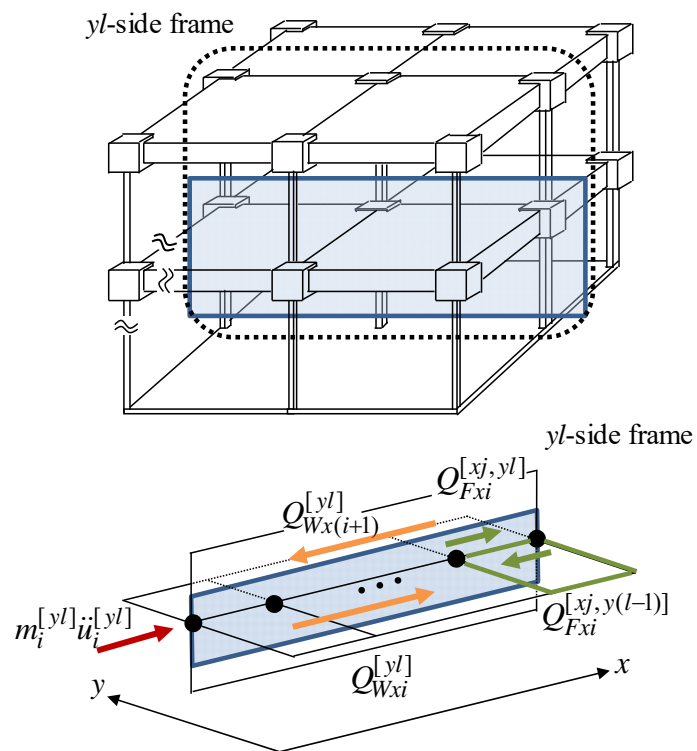
$$Q_{Wxi}^{[yl]}(t) = \sum_{p=1}^{T/2} \left\{ a_{p,i}^{[yl]} \sin(f_p)t + b_{p,i}^{[yl]} \cos(f_p)t \right\} \quad (5.19)$$

$$Q_{Wyi}^{[xj]}(t) = \sum_{p=1}^{T/2} \left\{ a_{p,i}^{[xj]} \sin(f_p)t + b_{p,i}^{[xj]} \cos(f_p)t \right\} \quad (5.20)$$

$$Q_{Fxi}^{[xj,y,l]}(t) = \sum_{p=1}^{T/2} \left\{ a_{p,i}^{[xj,y,l]} \sin(f_p)t + b_{p,i}^{[xj,y,l]} \cos(f_p)t \right\} \quad (5.21)$$

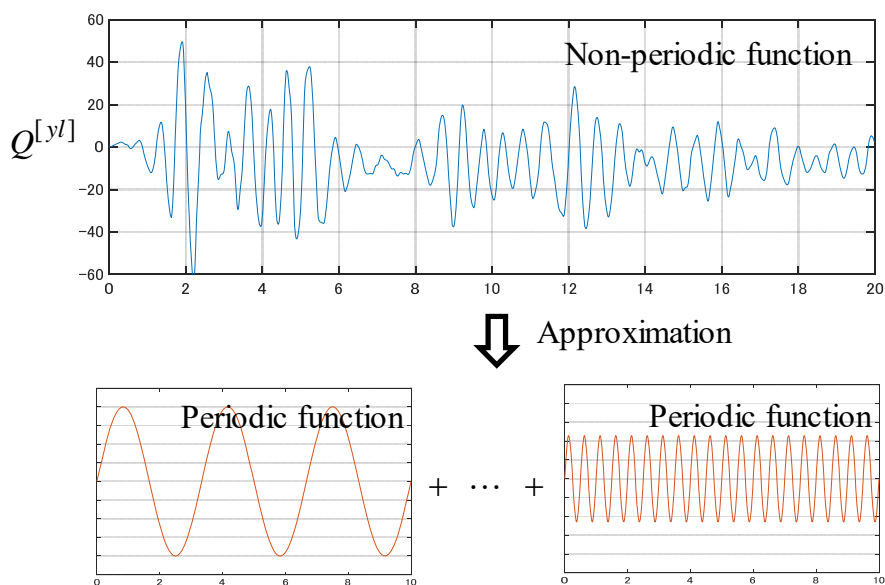
上記のフーリエ展開による近似は周期関数の推定周波数域を事前に設定する必要がある。このため、計測した地動加速度と応答加速度データに関するパワースペクトルとクロススペクトル比より導出される振動数成分を応答に関与する領域の参考とし、周波数域の最小値 f_1 , 最大値 f_t を決定する。なお周波数刻み df は推定に用いる矩形窓のデータ数 q と時間刻み dt による下記の式より決定される。

$$df = \frac{1}{q \cdot dt} \quad (5.22)$$



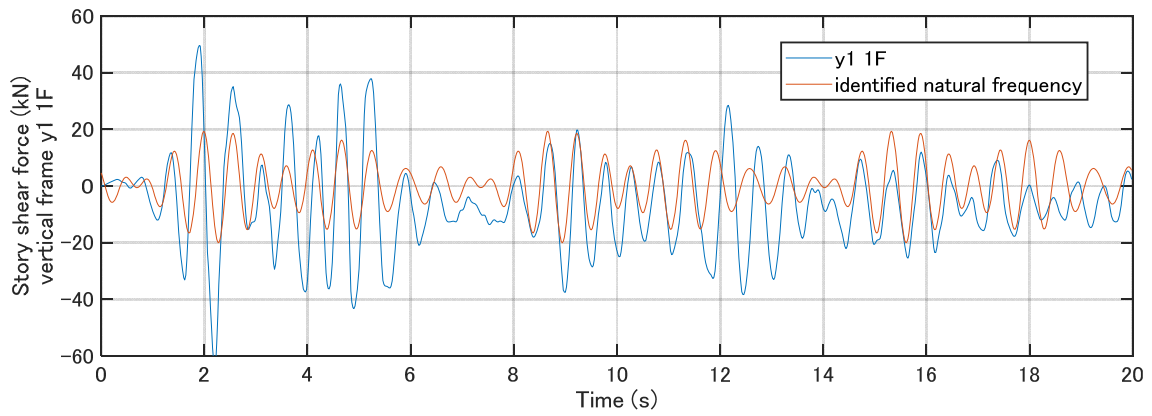
$$m_{xi}^{[y,l]} \ddot{u}_i^{[y,l]} + \sum_{j=1}^{i-1} (Q_{Fxi}^{[xj,y,l]} - Q_{Fxi}^{[xj,y,(l-1)]}) - (Q_{Wxi}^{[y,l]} - Q_{Wx(i+1)}^{[y,l]}) = -m_{xi}^{[y,l]} \ddot{y}_g \cos \phi$$

図 5.2 動的平衡の模式図

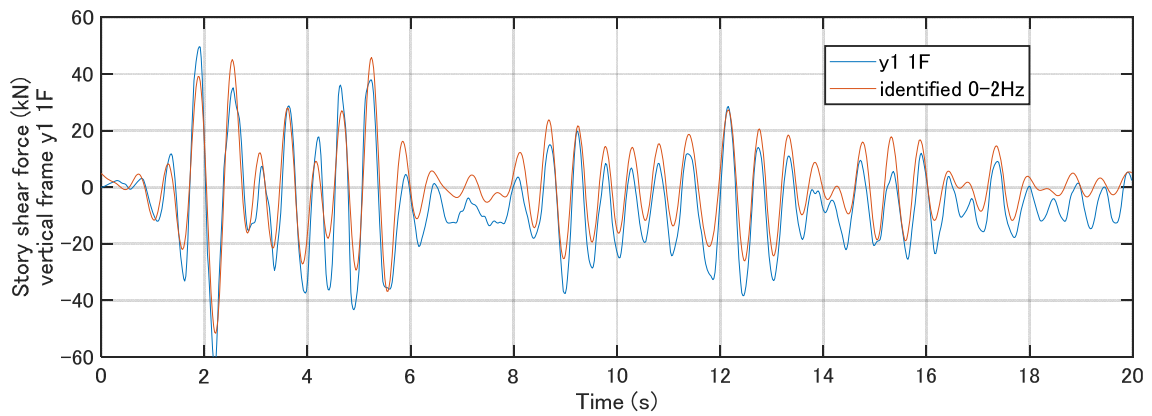


(a) せん断力近似模式図

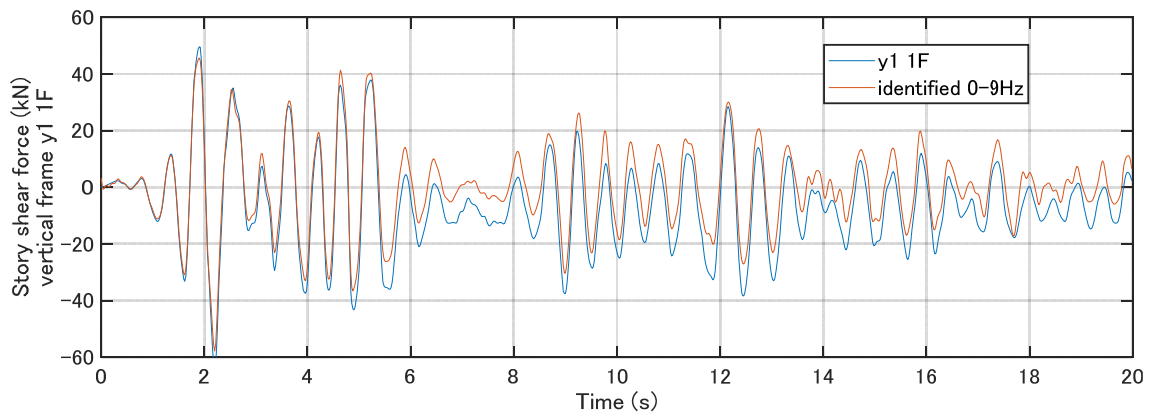
図 5.3 採用する振動数領域に依存した層せん断力の同定精度の比較



(i) 1-5 次の固有振動数を含む範囲を用いた場合



(ii) 周波数帯域 0-2Hz を用いた場合



(iii) 周波数帯域 0-9Hz を用いた場合

(b) 採用した周波数帯域による推定層せん断力

図 5.3 採用する振動数領域に依存した層せん断力の同定精度の比較 (続)

5.4 鉛直構面要素および床要素の復元力同定法

質量が既知の立体モデルに対し、応答加速度データを用いた同定法を展開する。各層各通りの鉛直構面の復元力特性における力を層間変位に関する鉛直構面の層せん断力とし、また各層各スパンの床要素の復元力特性における力はせん断ひずみに関する水平構面の面内せん断力として表す。

提案手法は、フーリエ展開により近似表現された各鉛直構面の層せん断力および水平構面の面内せん断力のフーリエ係数を推定対象とし、運動方程式の両辺の誤差が最小化されるよう未知数であるフーリエ係数ベクトル Θ を次式のように設定する。

$$\Theta = [\mathbf{C}_W, \mathbf{C}_F]^T \quad (5.23)$$

$$\mathbf{C}_W = [\mathbf{C}_W^{[yl]} \dots \mathbf{C}_W^{[yl]} \dots \mathbf{C}_W^{[yn]}, \mathbf{C}_W^{[x1]} \dots \mathbf{C}_W^{[xj]} \dots \mathbf{C}_W^{[xm]}]$$

$$\mathbf{C}_F = [\mathbf{C}_F^{[x1,y1]} \dots \mathbf{C}_F^{[x(m-1),y1]}, \mathbf{C}_F^{[x1,y2]} \dots \mathbf{C}_F^{[xj,yl]} \dots, \mathbf{C}_F^{[x(m-1),y(n-1)]}]$$

鉛直構面要素の未知係数行列を以下に示す。

$$\mathbf{C}_W^{[yl]} = [\mathbf{a}_1^{[yl]}, \mathbf{b}_1^{[yl]} \dots \mathbf{a}_i^{[yl]}, \mathbf{b}_i^{[yl]} \dots \mathbf{a}_N^{[yl]}, \mathbf{b}_N^{[yl]}] \quad (l=1 \dots n) \quad (5.24)$$

$$\mathbf{a}_i^{[yl]} = [\mathbf{a}_{1,i}^{[yl]} \dots \mathbf{a}_{f_t,i}^{[yl]}], \quad \mathbf{b}_i^{[yl]} = [\mathbf{b}_{1,i}^{[yl]} \dots \mathbf{b}_{f_t,i}^{[yl]}] \quad (5.25), (5.26)$$

$$\mathbf{C}_W^{[xj]} = [\mathbf{a}_1^{[xj]}, \mathbf{b}_1^{[xj]} \dots \mathbf{a}_i^{[xj]}, \mathbf{b}_i^{[xj]} \dots \mathbf{a}_N^{[xj]}, \mathbf{b}_N^{[xj]}] \quad (j=1 \dots m) \quad (5.27)$$

$$\mathbf{a}_i^{[xj]} = [\mathbf{a}_{1,i}^{[xj]} \dots \mathbf{a}_{f_t,i}^{[xj]}], \quad \mathbf{b}_i^{[xj]} = [\mathbf{b}_{1,i}^{[xj]} \dots \mathbf{b}_{f_t,i}^{[xj]}] \quad (5.28), (5.29)$$

一方、水平構面要素の未知係数行列を以下に示す。

$$\mathbf{C}_F^{[xj,yl]} = [\mathbf{a}_1^{[xj,yl]}, \mathbf{b}_1^{[xj,yl]} \dots \mathbf{a}_i^{[xj,yl]}, \mathbf{b}_i^{[xj,yl]} \dots \mathbf{a}_N^{[xj,yl]}, \mathbf{b}_N^{[xj,yl]}] \quad (5.30)$$

$(j=1 \dots m-1, l=1 \dots n-1)$

$$\mathbf{a}_i^{[xj,yl]} = [\mathbf{a}_{1,i}^{[xj,yl]} \dots \mathbf{a}_{f_t,i}^{[xj,yl]}], \quad \mathbf{b}_i^{[xj,yl]} = [\mathbf{b}_{1,i}^{[xj,yl]} \dots \mathbf{b}_{f_t,i}^{[xj,yl]}] \quad (5.31), (5.32)$$

ここで、ある時刻 t における(5.10)式の運動方程式を、 $\mathbf{H}(t)$ 、 $\mathbf{Z}(t)$ 、 Θ を用いて次式のように変形する。

$$\mathbf{H}(t)\Theta = \mathbf{Z}(t) \quad (5.33)$$

行列 $\mathbf{Z}(t)$ 、 $\mathbf{H}(t)$ は既知量を用いて次式のように表わされる。

$$\mathbf{Z}(t) = -\mathbf{M} \{ \ddot{\mathbf{y}}(t) + \mathbf{r} \ddot{\mathbf{y}}_g(t) \} \quad (5.34)$$

$$\mathbf{H}(t)=[\mathbf{H}_W(t) \ \mathbf{H}_F(t)] \quad (5.35)$$

(5.35)式において、 $\mathbf{H}_W(t)$ は、次式で表される鉛直構面要素剛性に関わる $(n+m)N \times 2f_t(n+m)N$ の係数行列である。

$$\mathbf{H}_W(t)=\begin{bmatrix} \mathbf{h}_W(t) & & \\ & \ddots & \\ & & \mathbf{h}_W(t) \end{bmatrix} \quad (5.36)$$

$$\mathbf{h}_W(t)=\begin{bmatrix} \mathbf{h}(t), -\mathbf{h}(t) & & \\ & \ddots & \\ & & -\mathbf{h}(t) \\ & & & \mathbf{h}(t) \end{bmatrix} \quad (5.37)$$

$$\mathbf{h}(t)=[\sin(f_1)t \cdots \sin(f_l)t, \cos(f_1)t \cdots \cos(f_l)t] \quad (5.38)$$

一方、(5.35)式において、 $\mathbf{H}_F(t)$ は床要素に関わる $(n+m)N \times T(n-1)(m-1)N$ の係数行列である。 $\mathbf{H}_F(t)$ のある水平構面要素、第 $T\{Nm(l-1)+N(j-1)+i-1\}$ 列から $T\{Nm(l-1)+N(j-1)+i\}$ 列を考える。水平構面に接する鉛直構面要素である第 $N(l-1)+i$, $Nl+i$, $Nn+N(j-1)+i$, $Nn+Nj+i$ 行の成分においては、次式のように表される行列 $\mathbf{h}_F(t)$ のみが非零要素となる。

$$\mathbf{h}_F(t)=\begin{bmatrix} L_x^{[xj]} \mathbf{h}(t) \\ -L_x^{[xj]} \mathbf{h}(t) \\ L_y^{[yl]} \mathbf{h}(t) \\ -L_y^{[yl]} \mathbf{h}(t) \end{bmatrix} \quad (5.39)$$

(5.33)式はあらゆる時刻において成立すべき式であり、これを満たす Θ を推定する。本問題設定においては、条件式数より未知数のパラメーター数が多いため、一括最小二乗法と同様の手法により、ある範囲の時間における両辺の誤差の二乗和が最小となる Θ を求める。(5.33)式の両辺の誤差は次式のように表される。

$$\mathbf{e}(t)=\mathbf{H}(t)\Theta-\mathbf{Z}(t) \quad (5.40)$$

時刻 t_1 から t_2 における誤差 $\mathbf{e}(t)$ の二乗和は次式で表される。

$$\begin{aligned} E &= \sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{e}^T(t) \cdot \mathbf{e}(t) \\ &= \sum_{t=t_1}^{t_2} \left[\Theta^T \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \Theta - 2\Theta^T \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) + \mathbf{Z}^T(t) \mathbf{Z}(t) \right] \end{aligned} \quad (5.41)$$

(5.41)式の Θ に関する極値は次式を満足する必要がある。

$$\frac{\partial E}{\partial \Theta} = 2 \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \right] \Theta - 2 \sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) = 0 \quad (5.42)$$

(5.42)式を Θ について解けば、次式が導出できる。

$$\Theta = \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t) \right]^{-1} \left[\sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t) \right] \quad (5.43)$$

これより未知係数ベクトル Θ が決定されると、推定対象である層せん断力および面内せん断力が得られ、応答変位値を用い履歴曲線は一意に定まる。

5.5 数値例題

5.4 節において提案した同定手法の妥当性を確認するため、シミュレーションにより得られた時刻歴加速度応答を計測データとみなした数値例題を実施する。

システム同定は推定対象の現時点における性能把握を行うため精度が求められる。また非線形性を有する場合、諸条件による影響が同定精度に関わると考えられる。そのため、様々な条件における本同定法の精度を明らかにする。

5.5.1 項は外周構面のみを有する多層モデルについて、入力波の種類、推定周波数範囲、ノイズによる影響について検討する。5.5.2 項は内部構面を有するモデルに対し、同様の検討を行う。

5.5.1 外周構面のみを有する多層モデル

対象モデルは、図 5.4 に示す外周構面のみを有する 3 層柔床多構面モデルとし、履歴則及び減衰定数を設定した上で応答解析を行い、それから得られる結果を観測データと見なす。本同定では、応答解析により得られた各層・各通りにおける応答加速度のみを入力データとして用い、各構面ごとの層せん断力および床の面内せん断力を直接推定する。得られた推定復元力と応答変位を用い履歴曲線を作成する。

各層・各通り上における鉛直構面要素及び各層の水平構面要素の諸元を表 5.1 に示す。せん断ばねの履歴特性は基本型である **Bilinear** 型（移動硬化）とし、減衰特性は初期剛性比例減衰とする。1 次固有振動数に対する減衰定数を 0.02 とする。また、初期剛性に対する降伏後の剛性比は鉛直構面、水平構面ともに 0.4 とし、鉛直構面の降伏変位は 0.01(m)、水平構面の降伏ひずみは 0.01 とする（降伏ひずみを小さくした場合の例は後述する）。入力地震動は El Centro 1940 NS 波を入力波ケース(a)とし、入力波による精度検証のため、兵庫県南部地震 NS 波、および El Centro NS 波の最大応答加速度と合わせるよう振幅調節をした八戸 NS 波を入力波ケース(b), (c)として用いる。なお地動入力方向を表す x 軸からの入射角度は 30 度とした。

基本の解析ケースとして、表 5.1 に示す諸元を用い、周波数帯設定におけるサンプリング

周波数の兼ね合いより 20 秒ごとの時刻歴応答波形データ（加速度）により推定を行う．特に断らない限りこの設定（振動データが 40 秒の場合，0-20 秒，20-40 秒の時刻歴応答波形データ）を用いる．なお，本モデルにおける観測点は各層床の対角線上の 2 点および地動水平 2 方向の計 14 点である．また対象モデルの各層の固有モード形状を図 5.5 に示す．

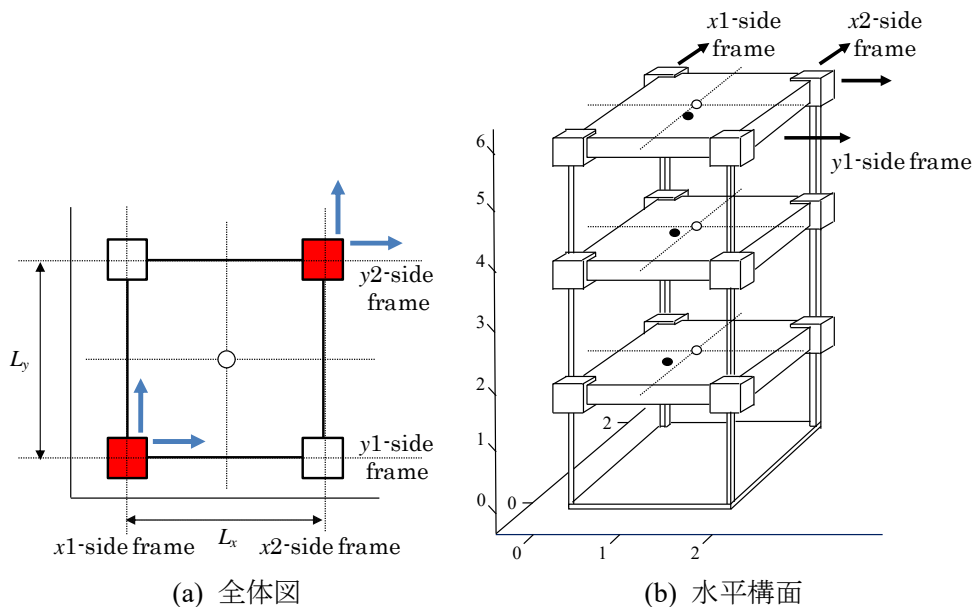
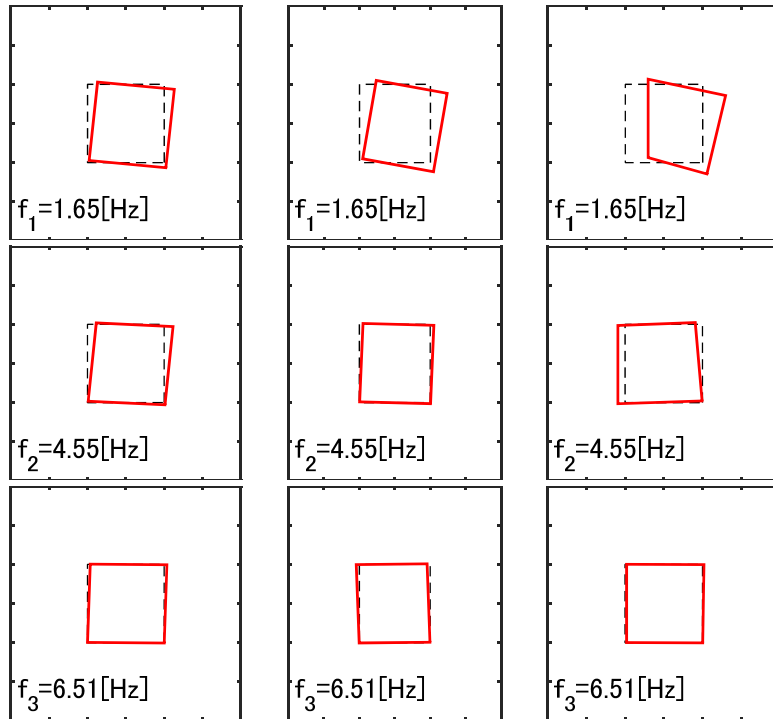


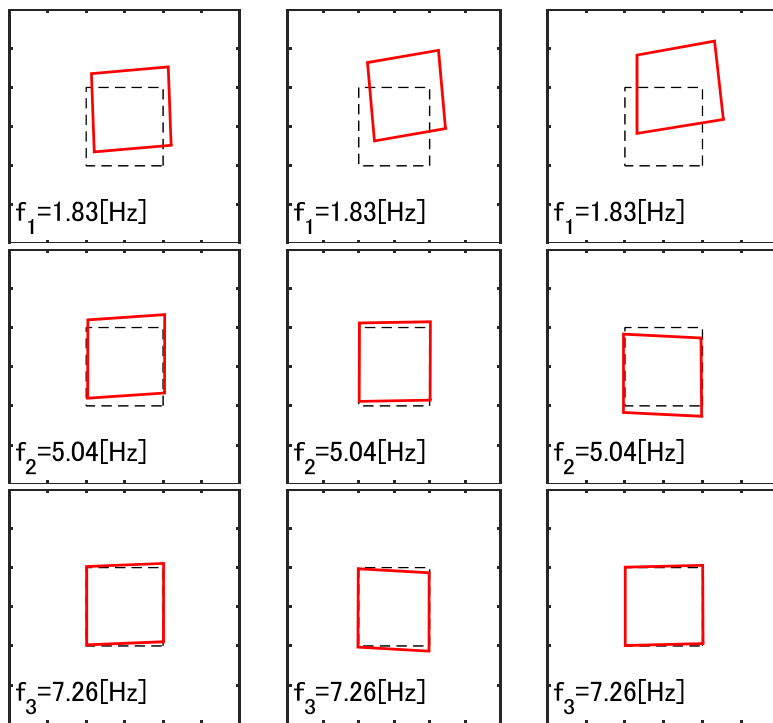
図 5.4 3層 1×1 スパンモデル

表 5.1 モデル諸元

		Vertical frame stiffness								
(a)	$k_x(\text{kN/m})$	1F	y1	y2	2F	y1	y2	3F	y1	y2
			3500	2000		2500	2000		3500	2000
	$k_y(\text{kN/m})$	1F	x1	x2	2F	x1	x2	3F	x1	x2
			3000	2500		3000	2500		2500	2500
(b)	Floor stiffness	Floor type		x1		x1		x2		
	G_k kN/(rad*m)	flexible type	1F	y1	300	2F	y1	250	3F	y1
(c)	Number of stories	Plan size (m)		Nodal mass (kg)		Rigidity reduction rate				
	3 story	$L_x^{[x1]} = 2$ $L_y^{[y1]} = 2$		2×10^3		0.4				



(a) x 軸方向の固有モード (上図: 1 次モード 中図: 2 次モード 下図: 3 次モード)



(b) y 軸方向の固有モード (上図: 1 次モード 中図: 2 次モード 下図: 3 次モード)

図 5.5 対象モデルの固有モード形状 (左図より 1F, 2F, 3F)

(1) 周波数範囲の設定について

構面の層せん断力をフーリエ展開により近似表現するにあたり，対象の周波数範囲を設定する必要がある．図 5.6 に示す入力加速度と，各構面における応答加速度のパワースペクトルおよびクロススペクトルの比を参考に，周波数範囲を 0-9Hz とし，周波数間隔を 0.05Hz とする．全ての構面に対し同条件を適用する．

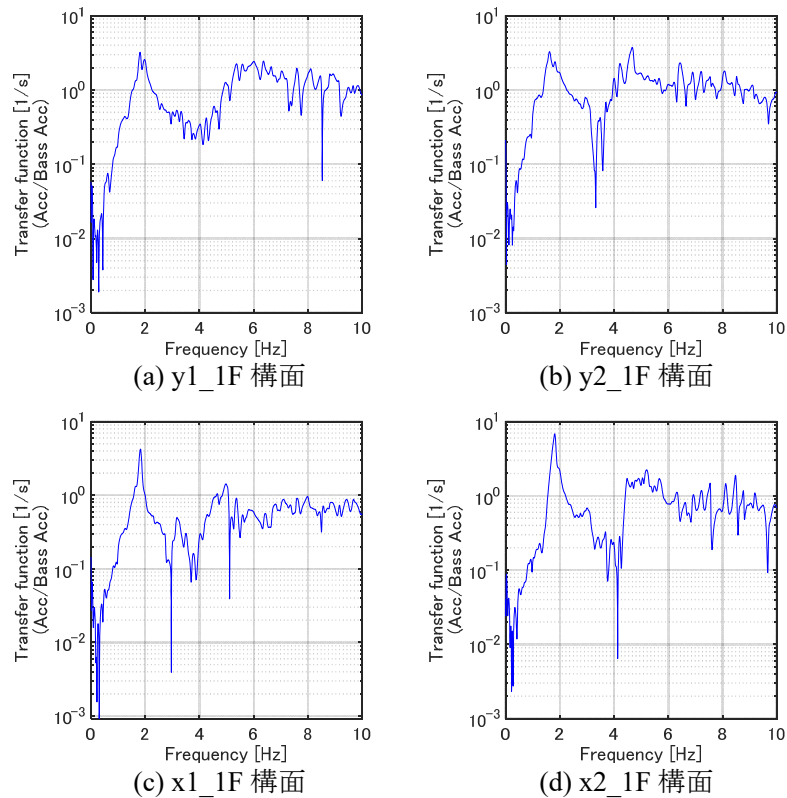


図 5.6 パワースペクトルとクロススペクトルの比（参考）

(2) 入力波ケース(a): El Centro 1940 NS 波における同定

基本解析ケースとして，表 5.1 の諸元の条件下で，図 5.7 に示す El Centro 1940 NS 波を入力する．

提案手法により推定した鉛直構面の層せん断力および床要素における面内せん断力を図 5.8 に示す．また同定精度の検証のため，応答解析により導出した変位データを横軸とした履歴曲線の同定値と真値の比較を図 5.9 に示す．なおグラフは，左から 1F, 2F, 3F における構面とする．

各層，各通りの鉛直構面における履歴曲線の推定値は真値とある程度一致することがわかる．また水平構面における推定に関しても，鉛直構面ほどではないものの一定の精度が確認された．

一般的には，建物の加速度データのみ観測されることが多い．そのため，現実的な処理を

想定して、応答加速度データを積分して得られた変位データを横軸とした履歴曲線を図 5.10 に示す。

鉛直構面に関わる層間変位 $y_{Wxi}^{[yl]}$ は、次のように表される。

$$y_{Wxi}^{[yl]} = u_{i+1}^{[yl]} - u_i^{[yl]} \quad (5.44)$$

一方、水平構面に関わる水平せん断ひずみ $y_{Fi}^{[xj,yl]}$ は、次のように表される。

$$y_{Fi}^{[xj,yl]} = \frac{1}{L_y^{[yl]}} (u_i^{[y(l+1)]} - u_i^{[yl]}) + \frac{1}{L_x^{[xj]}} (v_i^{[x(j+1)]} - v_i^{[xj]}) \quad (5.45)$$

図 5.9, 5.10 より、2F, 3F 水平構面における水平面ひずみの積分誤差が 1F 水平構面と比較し大きい。この要因として、1F 水平構面要素に関する偏心量が 2F, 3F 水平構面と比較して大きいいため、式(5.45)の対面構面の変位差が大きく誤差の影響が少なくなることが考えられる。

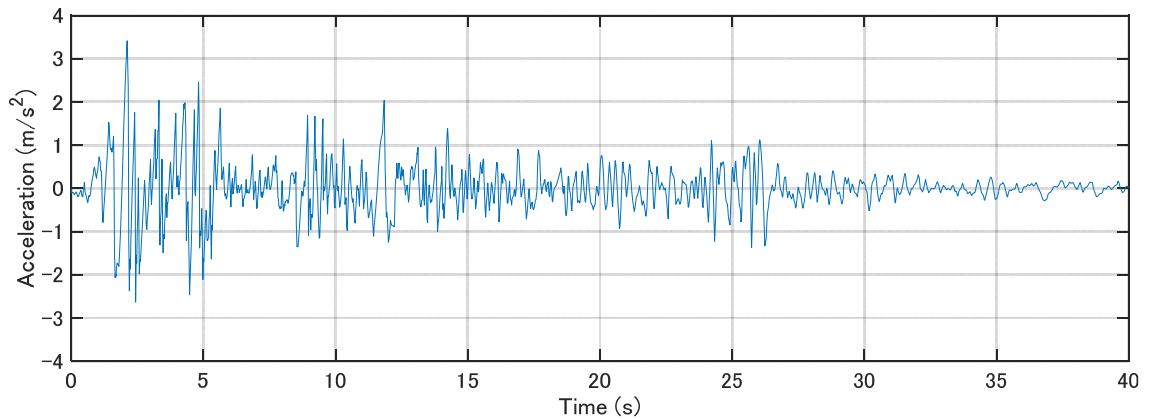
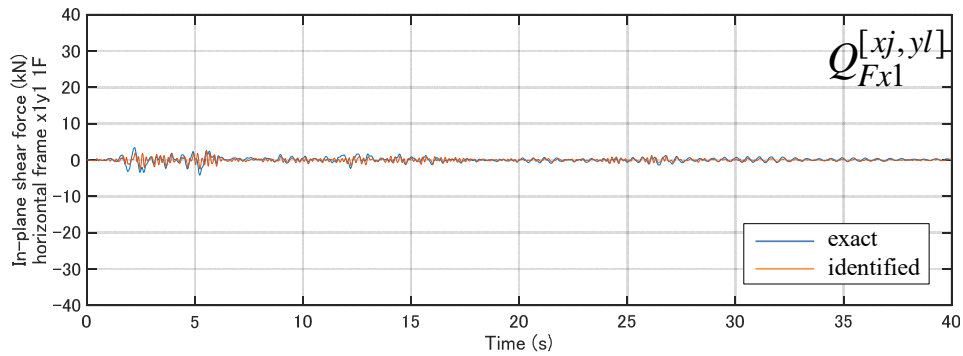
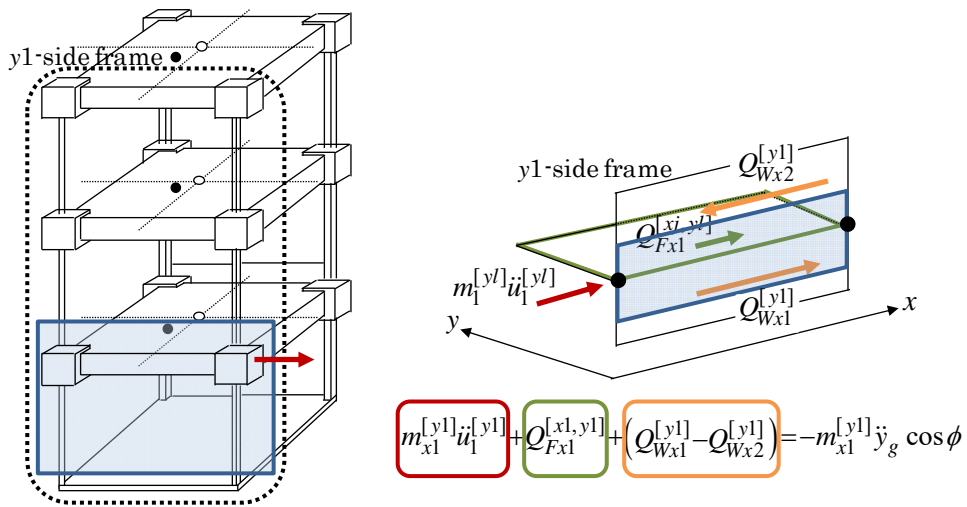
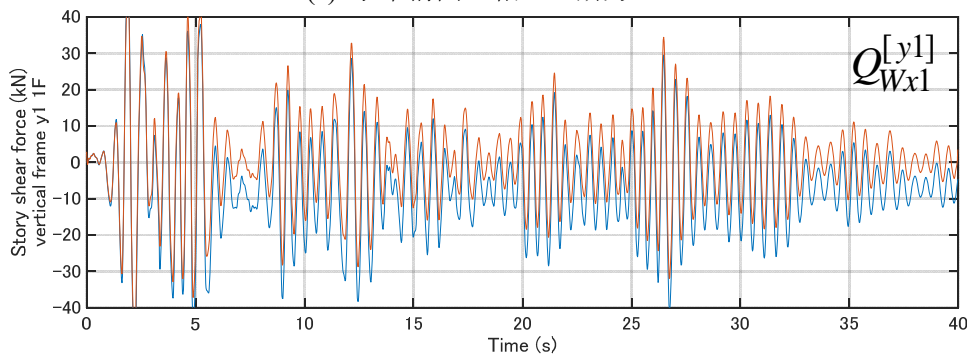


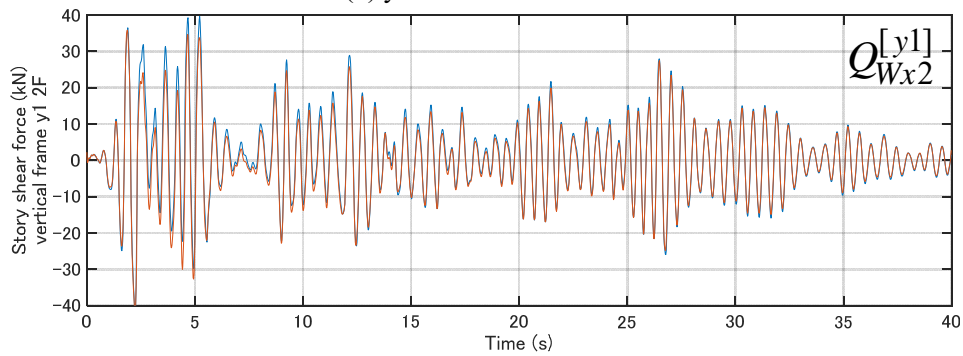
図 5.7 El Centro 1940 NS の加速度波形



(a) 水平構面 x 軸せん断力 1F



(b) y1 通り鉛直構面 1F



(c) y1 通り鉛直構面 2F

図 5.8 真値と推定面内せん断力及び層せん断力 (El Centro NS)

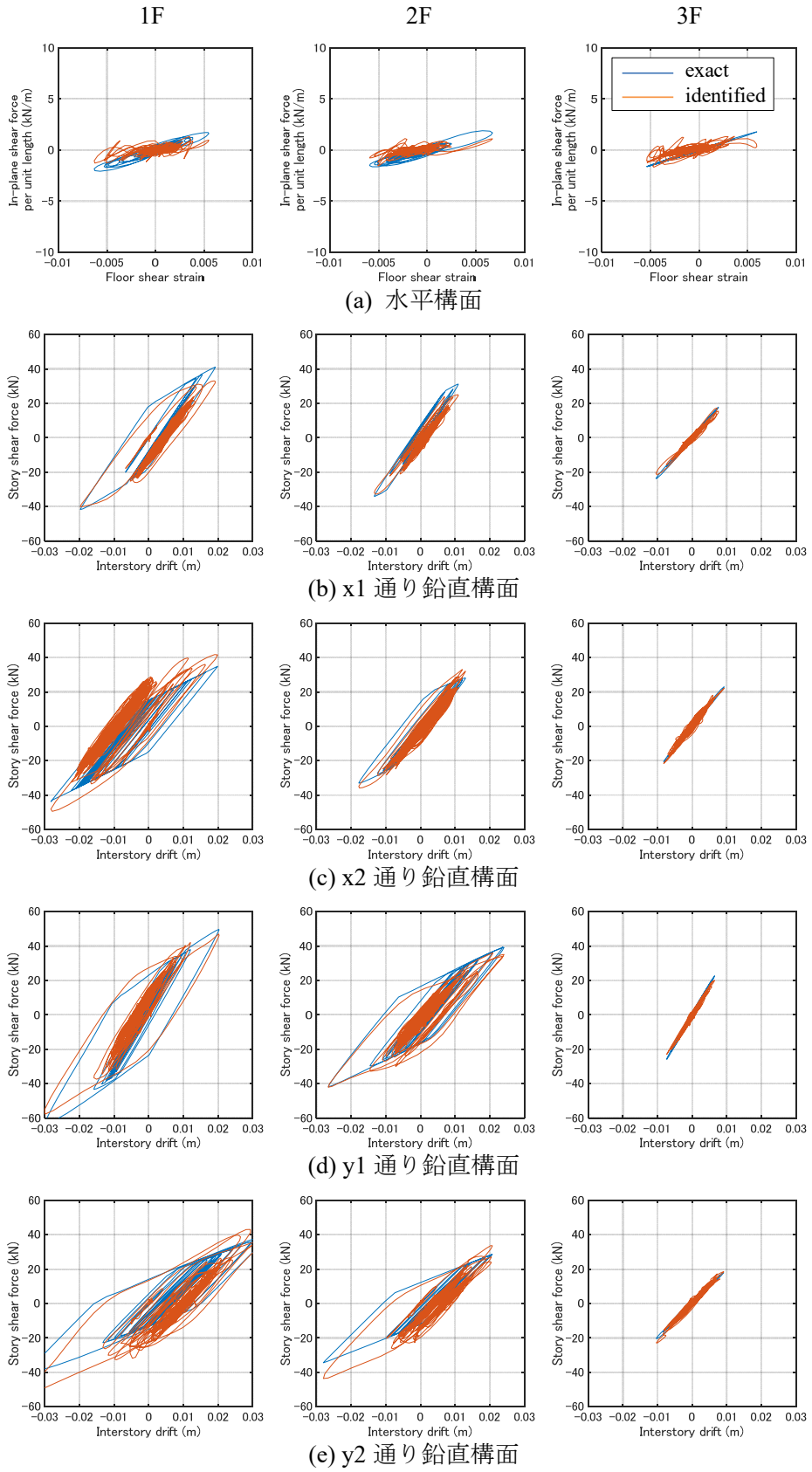


図 5.9 同定結果 (El Centro NS) (横軸: 応答解析による変位)

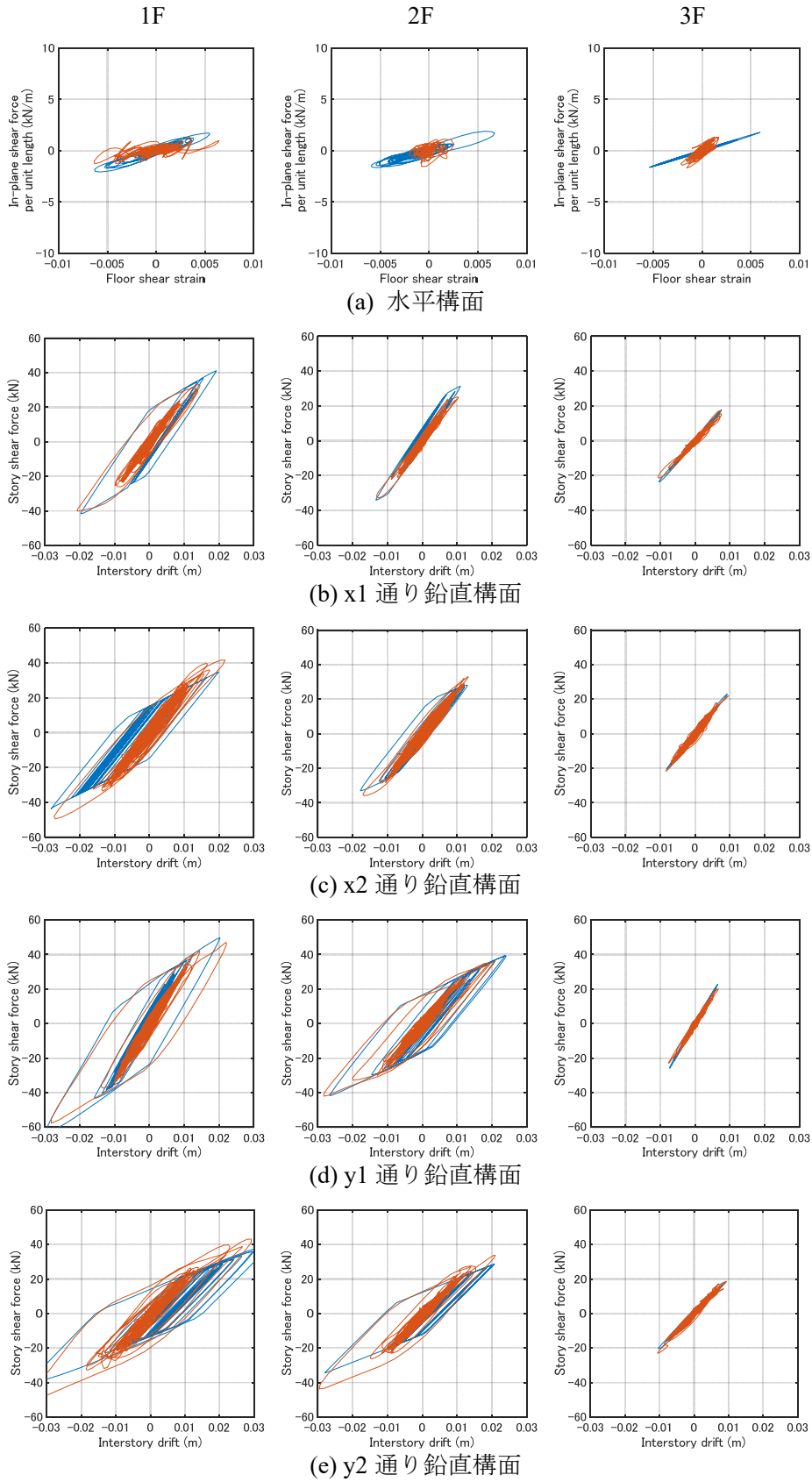


図 5.10 同定結果 (El Centro NS) (横軸:積分手法により導出した変位)

(2-i) 周波数範囲の検討

各構面のせん断力を近似表現するにあたり，対象とする周波数範囲を設定する必要がある．この周波数範囲設定を変更した場合の推定精度の検証を行う．

周波数範囲が拡大するに従い，計算負荷は増大する．特に前節において述べた

$$\Theta = \mathbf{A}^{-1} \mathbf{B} \quad \mathbf{A} = \sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t), \quad \mathbf{B} = \sum_{t=t_1}^{t_2} \mathbf{H}^T(t) \mathbf{Z}(t)$$

において，未知係数ベクトルである Θ を導出するためには， $\sum \mathbf{H}^T(t) \mathbf{H}(t)$ の一般逆行列を計算する必要がある．

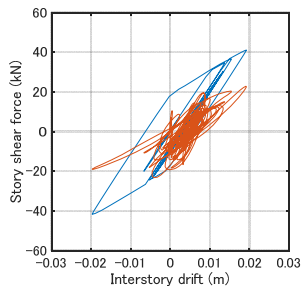
未知係数ベクトルを Θ とする線形連立方程式 $\mathbf{A}\Theta = \mathbf{B}$ において，係数行列 \mathbf{A} がフルランクではなく，解が多数ある．そのため本アルゴリズムにおいては，これらの解のうち，最小二乗最小ノルムの解を，一般的に用いられる手法である特異値分解を用いたムーア-ペンローズの一般逆行列（渡辺ら 1989）により導出した．この手法により係数行列 \mathbf{A} の一般逆行列を求めると，それは推定対象の周波数範囲及び入力波の時間刻みを変更しない限り同一であるため，他のモデルにおいても利用できる．しかし演算機器のメモリの都合上，広範囲の周波数域を推定するのは困難である．

そのため，広範囲の周波数域設定の場合は，最小二乗最小ノルムの解を直接導出した．

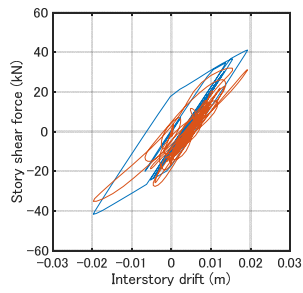
図 5.11 に，1 層目の各通りにおける層せん断力について，その近似結果の指定周波数範囲ごとの精度検証を示す．

周波数範囲の設定は以下の通りとし，周波数刻みは 0.05Hz とする．

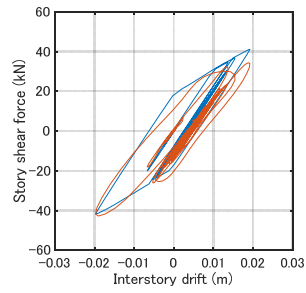
- (i) 1-5 次固有振動数部を用いた推定結果
- (ii) 0-2Hz の周波数範囲設定における推定結果
- (iii) 0-5Hz の周波数範囲設定における推定結果
- (iv) 0-7Hz の周波数範囲設定における推定結果
- (v) 0-9Hz の周波数範囲設定における推定結果
- (vi) 0-15Hz の周波数範囲設定における推定結果



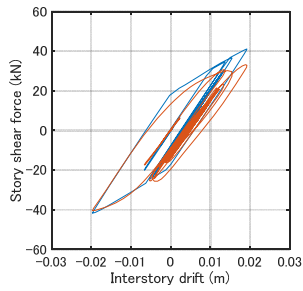
(i) 1-5 次固有振動数



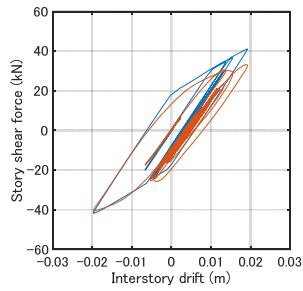
(ii) 周波数範囲 0-2Hz



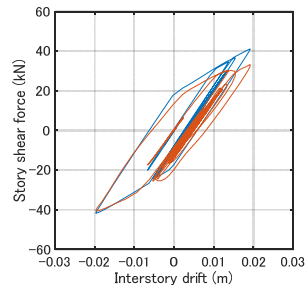
(iii) 周波数範囲 0-5Hz



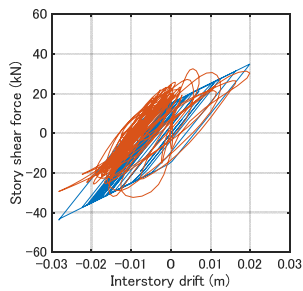
(iv) 周波数範囲 0-7Hz



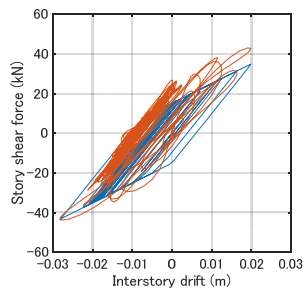
(v) 周波数範囲 0-9Hz
(a) x1_1F 構面



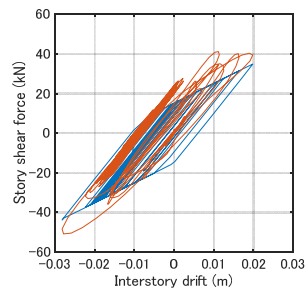
(vi) 周波数範囲 0-15Hz



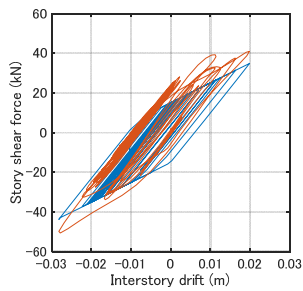
(i) 1-5 次固有振動数



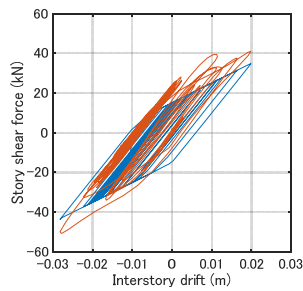
(ii) 周波数範囲 0-2Hz



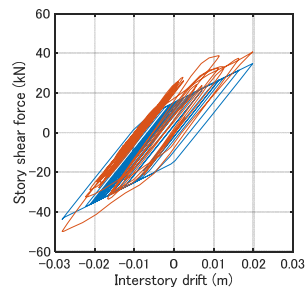
(iii) 周波数範囲 0-5Hz



(iv) 周波数範囲 0-7Hz

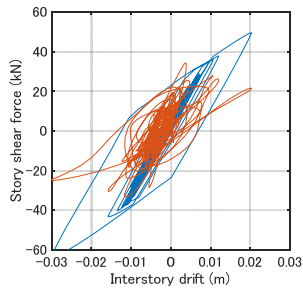


(v) 周波数範囲 0-9Hz
(b) x2_1F 構面

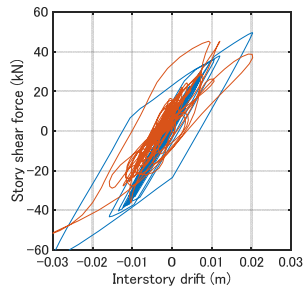


(vi) 周波数範囲 0-15Hz

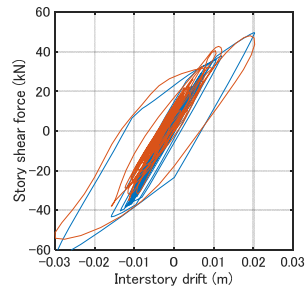
図 5.11 周波数範囲を変更した場合の同定結果の比較 (El Centro NS)



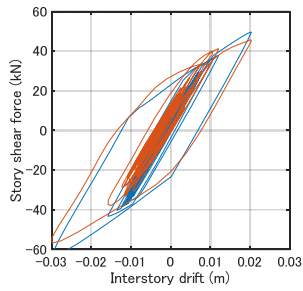
(i) 1-5 次固有振動数



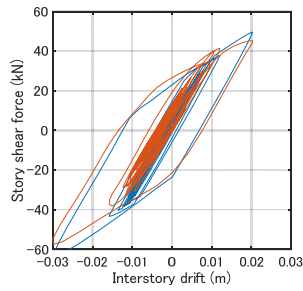
(ii) 周波数範囲 0-2Hz



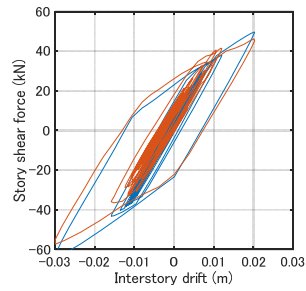
(iii) 周波数範囲 0-5Hz



(iv) 周波数範囲 0-7Hz

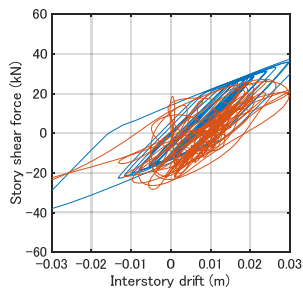


(v) 周波数範囲 0-9Hz

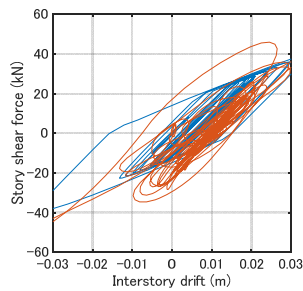


(vi) 周波数範囲 0-15Hz

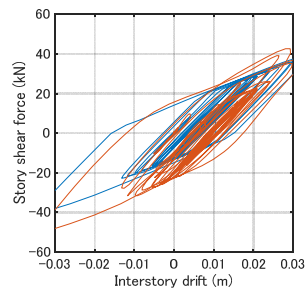
(c) y1_1F 構面



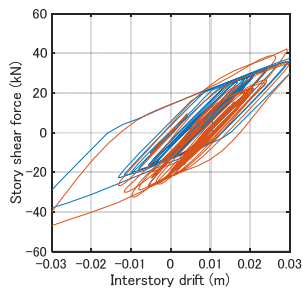
(i) 1-5 次固有振動数



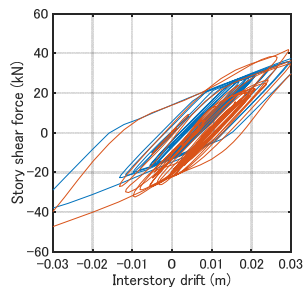
(ii) 周波数範囲 0-2Hz



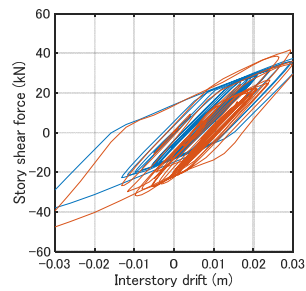
(iii) 周波数範囲 0-5Hz



(iv) 周波数範囲 0-7Hz



(v) 周波数範囲 0-9Hz



(vi) 周波数範囲 0-15Hz

(d) y2_1F 構面

図 5.11 周波数範囲を変更した場合の同定結果の比較 (El Centro NS) (続)

(2-ii) データ範囲の検討

推定に用いるデータ範囲を変更し、周波数分解能を向上させた場合における精度検証を行う。検証対象のデータ範囲は30秒とする。

図 5.12 は、周波数範囲及び時間刻みは同じ条件の下で、周波数刻みのみを向上させた場合の推定値と基本ケースの比較である。これより、データ範囲を増大させても精度の改善は確認されない。

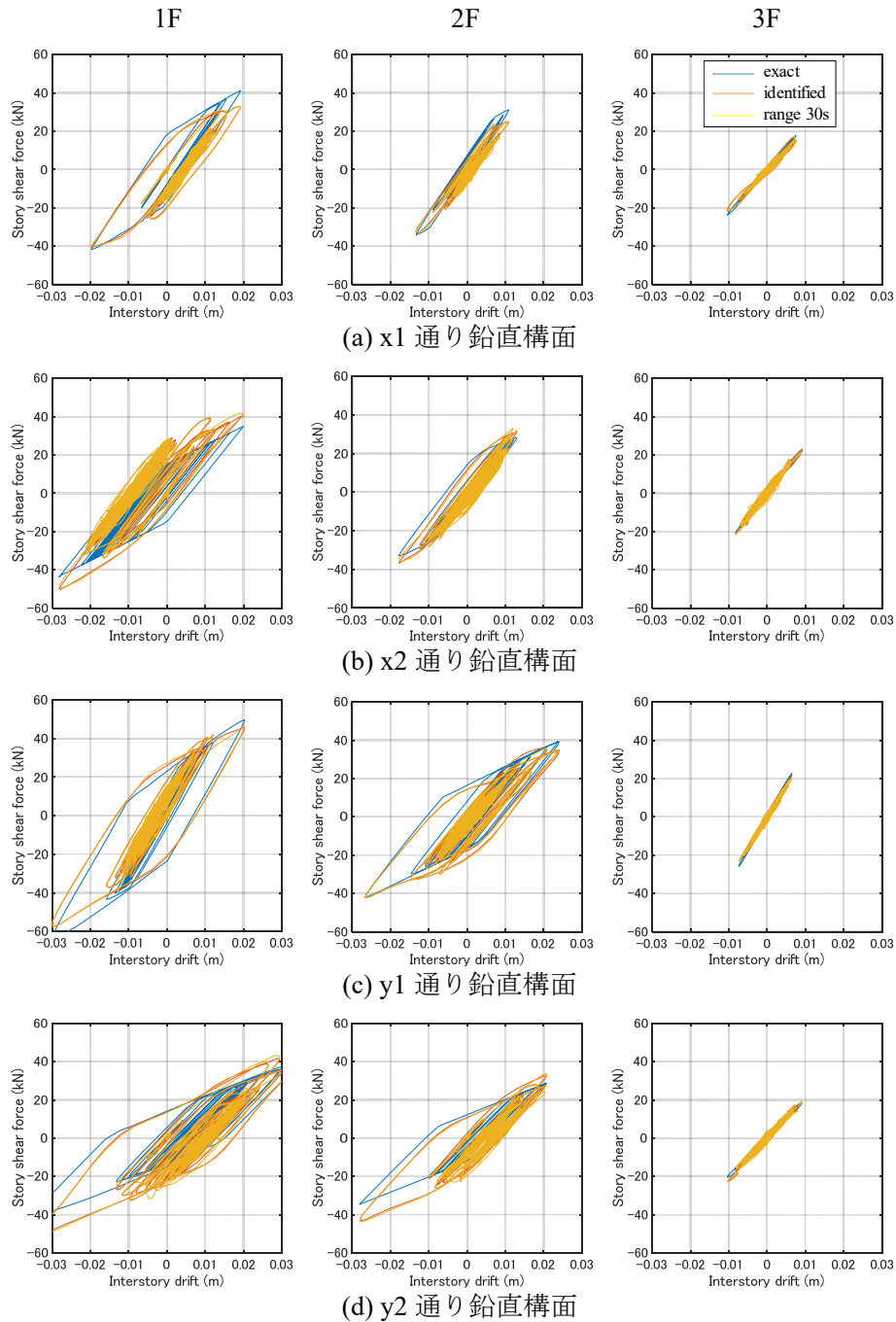


図 5.12 周波数刻みを変更した場合の同定結果の比較 (El Centro NS)

(2-iii) 大きい偏心モデルの検討

図 5.13 の力の釣り合いの模式図で示すように、鉛直構面の層せん断力に比べ、水平構面における面内せん断力は小さい。方程式に寄与する水平構面に関する要素は、下図に示すように対面構面における変位差を用いており、鉛直構面内の要素の層間変位に起因する力とのオーダー差が大きくなっていると考えられる。このため、本項においては、対面構面における変位差を増加させるため偏心量を増加させたモデルを用いた検証を行う。

解析モデルは、表 5.2 に示すような y1 通り構面側が極端な高剛性であるとし、水平構面ひずみを増大させる。他の条件は基本ケースと同一とし、固有モード形状を図 5.14 に示す。

図 5.15, 5.16 に、偏心が大きな解析モデルと基本解析モデルの推定面内せん断力の比較を示す。また、図 5.17 には、横軸を応答解析による変位データを用いた履歴曲線を示す。

これより、水平構面の面内せん断力の増大及び精度の向上が確認される。一方、鉛直構面の同定精度は基本解析モデルと比較すると低下するといえる。

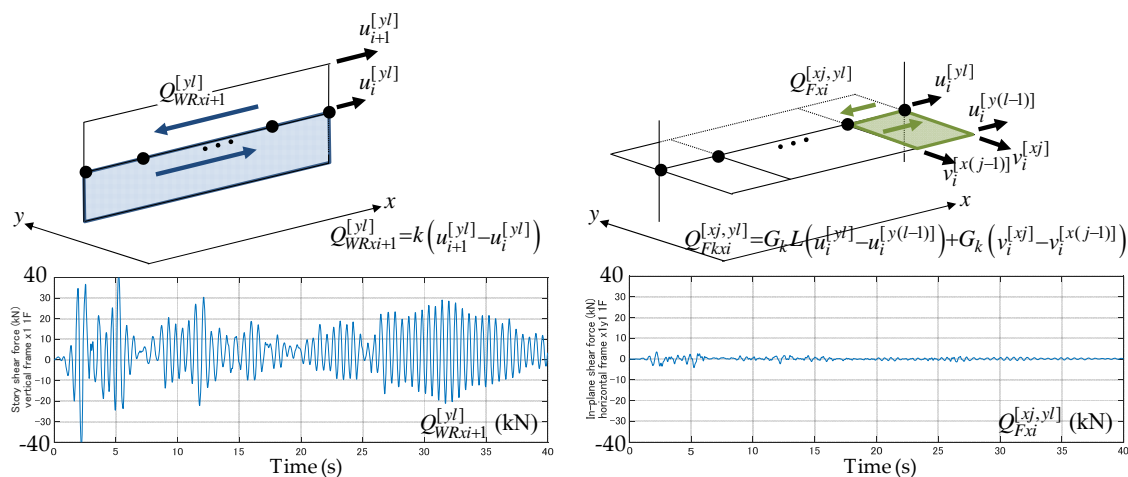
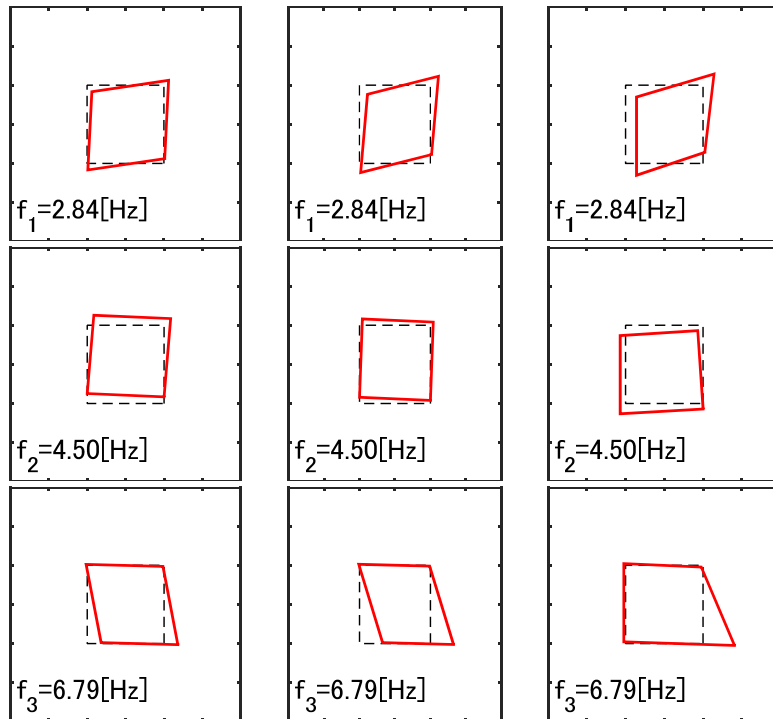


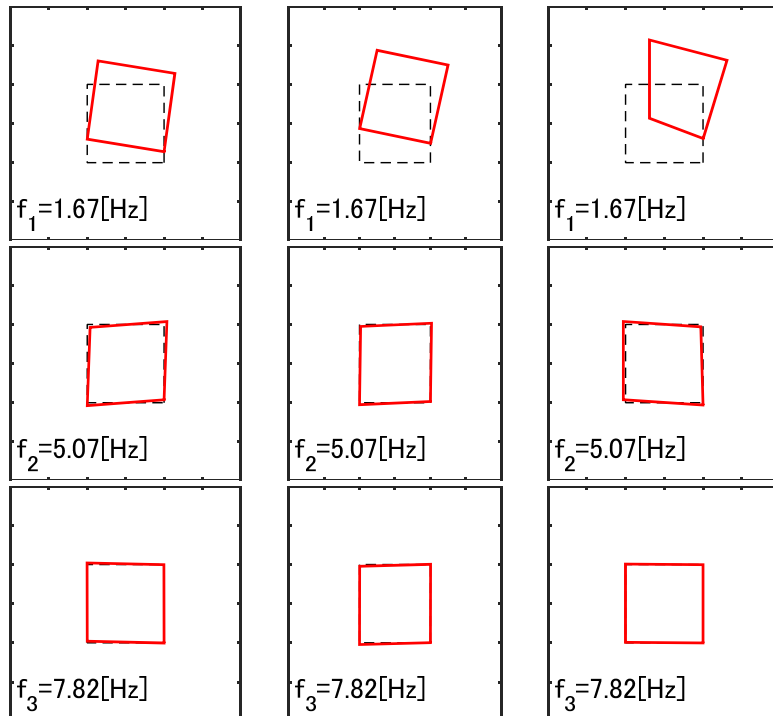
図 5.13 力の釣り合いの模式図と作用する力の時刻歴

表 5.2 大きな偏心の解析モデル諸元

		Vertical frame stiffness								
		$k_x(\text{kN/m})$		$k_y(\text{kN/m})$						
(a)		1F	y1	y2	2F	y1	y2	3F	y1	y2
			35000	2000		35000	2000		35000	2000
			x1	x2		x1	x2		x1	x2
			2000	2000		3500	2000		2000	2000
(b)	Floor stiffness	Floor type		x1	x1	x1	x1	x2		
	G_k kN/(rad*m)	flexible type	1F						y1	300
(c)	Number of stories	Plan size (m)			Nodal mass (kg)		Rigidity reduction rate			
	3 story	$L_x^{[x1]} = 2 \quad L_y^{[y1]} = 2$			2×10^3		0.4			

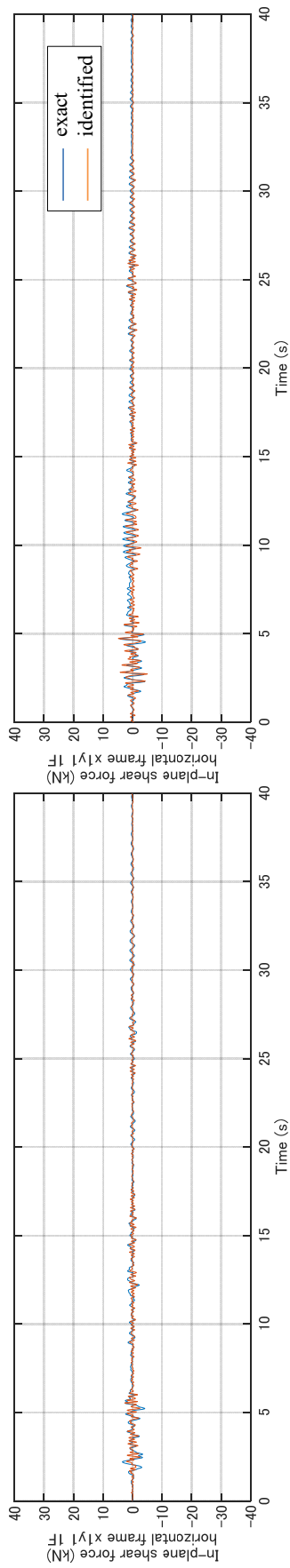


(a) x 軸方向の固有モード (上図: 1 次モード 中図: 2 次モード 下図: 3 次モード)

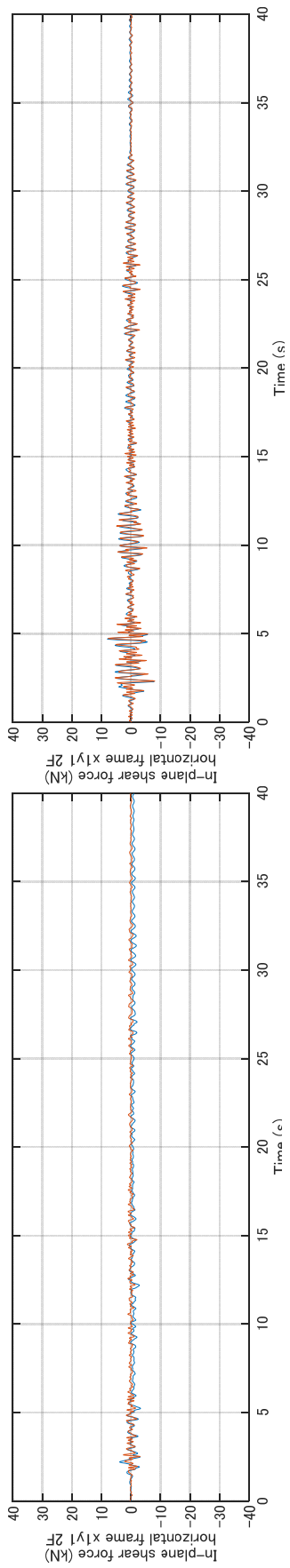


(b) y 軸方向の固有モード (上図: 1 次モード 中図: 2 次モード 下図: 3 次モード)

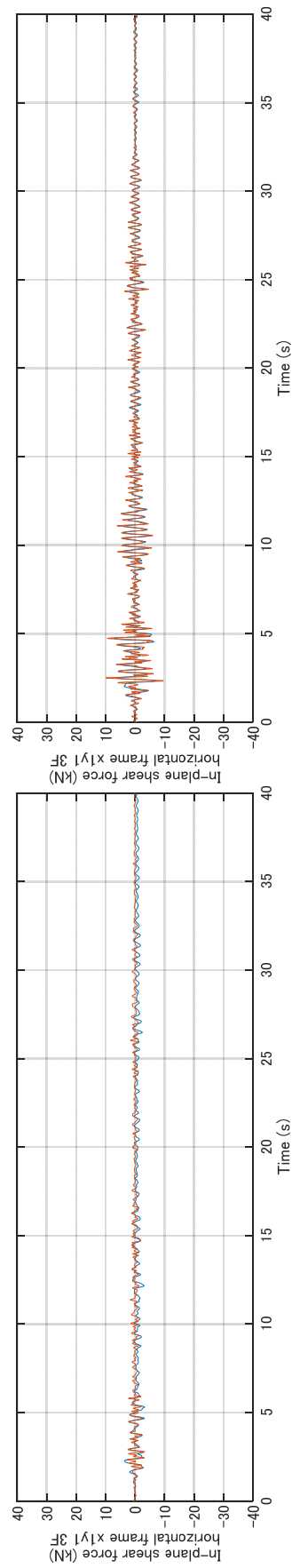
図 5.14 対象モデルの固有モード形状 (左図より 1F, 2F, 3F)



(a) 水平構面の x 軸せん断力

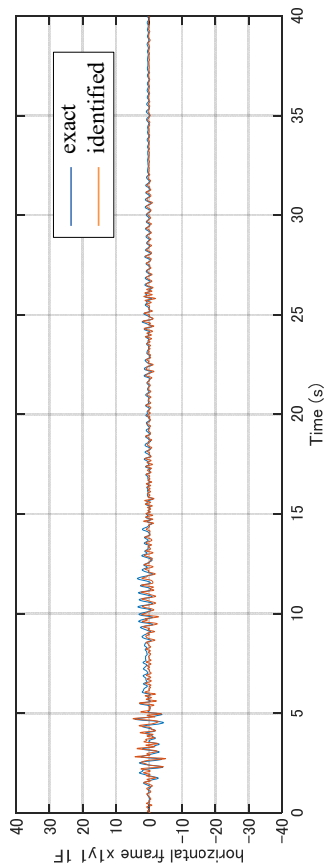


(b) 水平構面の x 軸せん断力

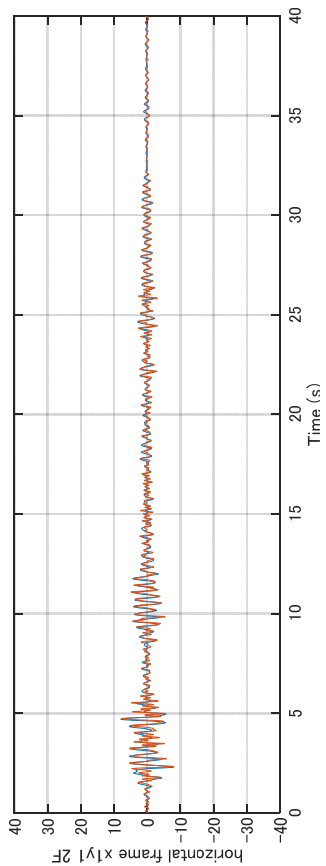


(c) 水平構面の x 軸せん断力

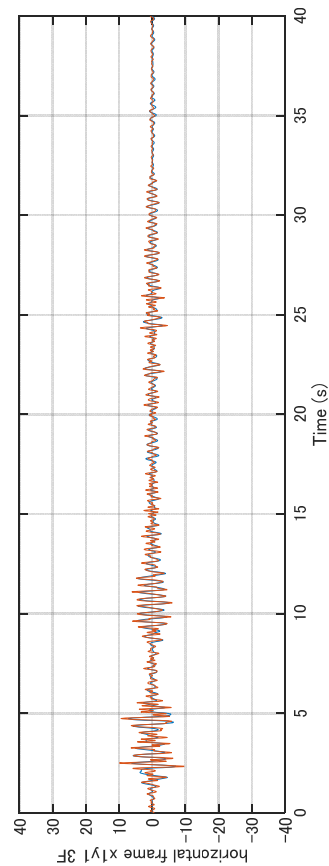
図 5.15 推定層せん断力：基本ケース (EI Centro NS)



(a) 水平構面の x 軸せん断力



(b) 水平構面の x 軸せん断力



(c) 水平構面の x 軸せん断力

図 5.16 推定層せん断力：大きな偏心モデルの解析ケース

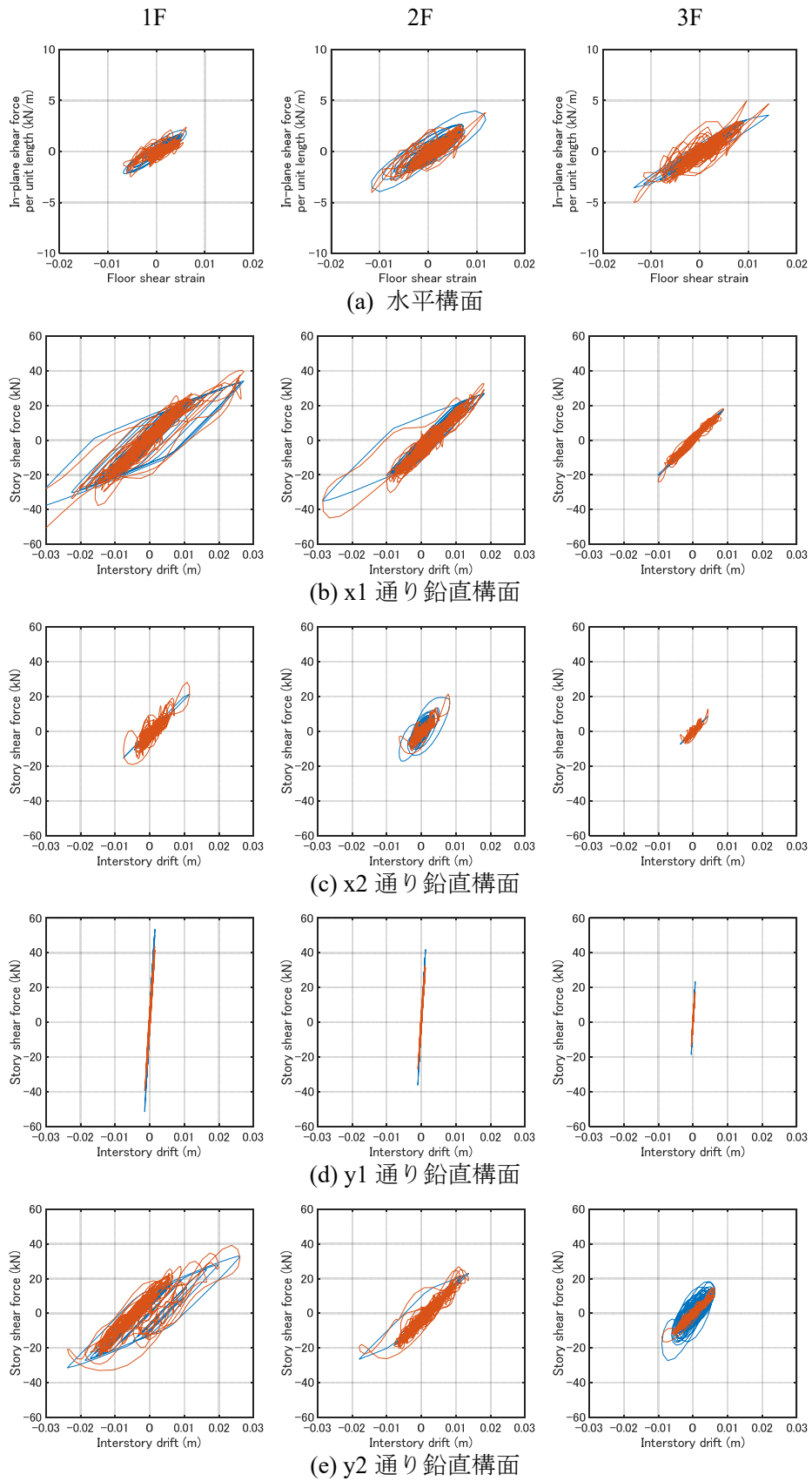


図 5.17 同定結果：大きな偏心モデルの解析ケース (El Centro NS)

(3) 異なる入力波による同定 (入力波ケース(b), (c))

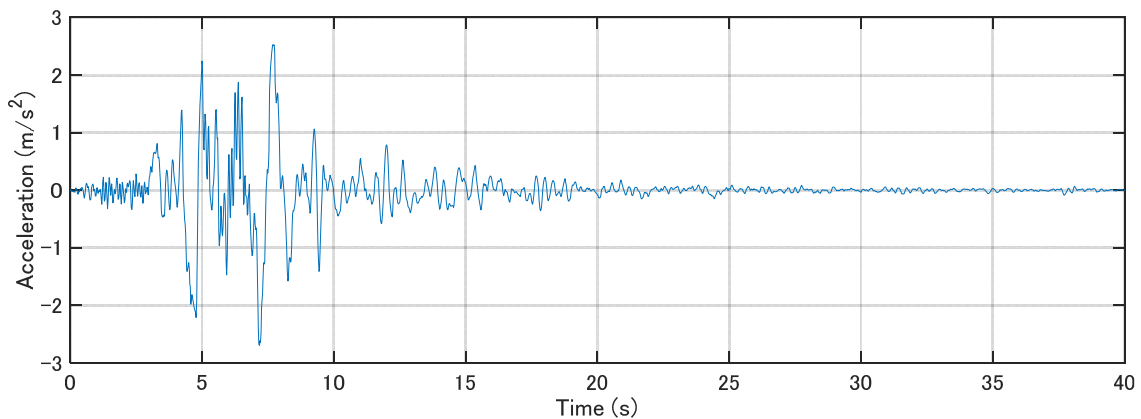
基本解析ケースである表 5.1 の諸元の条件下で, 図 5.18 に示す Kobe Univ. NS (Hyogoken-Nanbu 1995) 波および振幅調整した Hachinohe 1968 NS 波を入力する.

入力波ケース(b): Kobe Univ. 1995 NS : 履歴曲線は 0-40s の範囲とする.

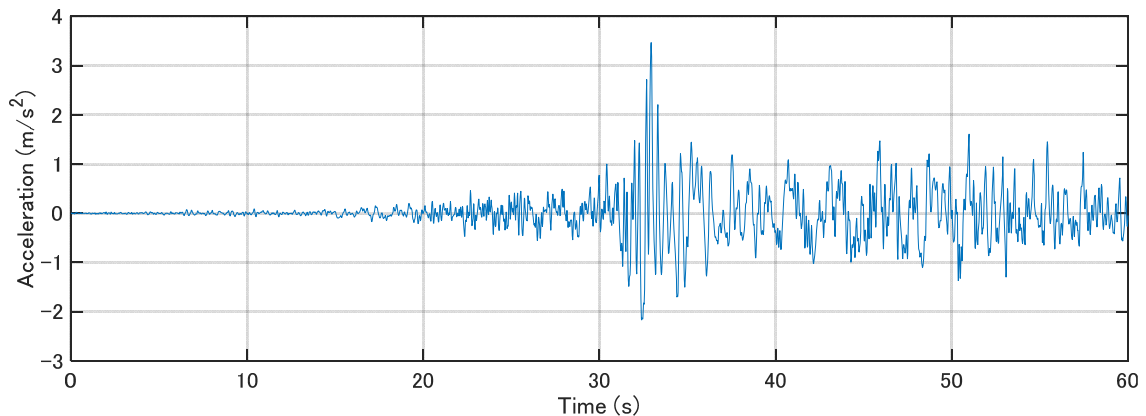
入力波ケース(c): Hachinohe 1968 NS : 履歴曲線は 0-60s の範囲とし, El Centro NS 波の最大応答加速度と合わせるよう振幅調整を行う. 両入力波ともに時間刻みは 0.02 秒とする.

提案手法により求められた鉛直構面の層せん断力および水平構面の面内せん断力を図 5.19, 5.20 に示す. 応答解析により求めた変位データを用いた履歴曲線の, 同定値と真値の比較を図 5.21, 5.22 に示し, 応答加速度の積分から導出した変位データを用いた履歴曲線の同定値と真値の比較を図 5.23, 5.24 に示す. なお, グラフは左から 1F, 2F, 3F における構面とする.

これらの検証から, 入力地震波の違いによりある程度の同定精度の差異が見られるものの, 入力波ケース(a)と同様の傾向が確認された.

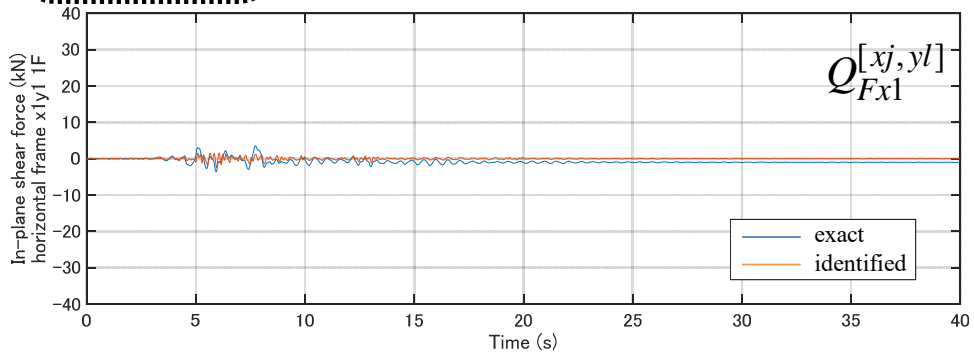
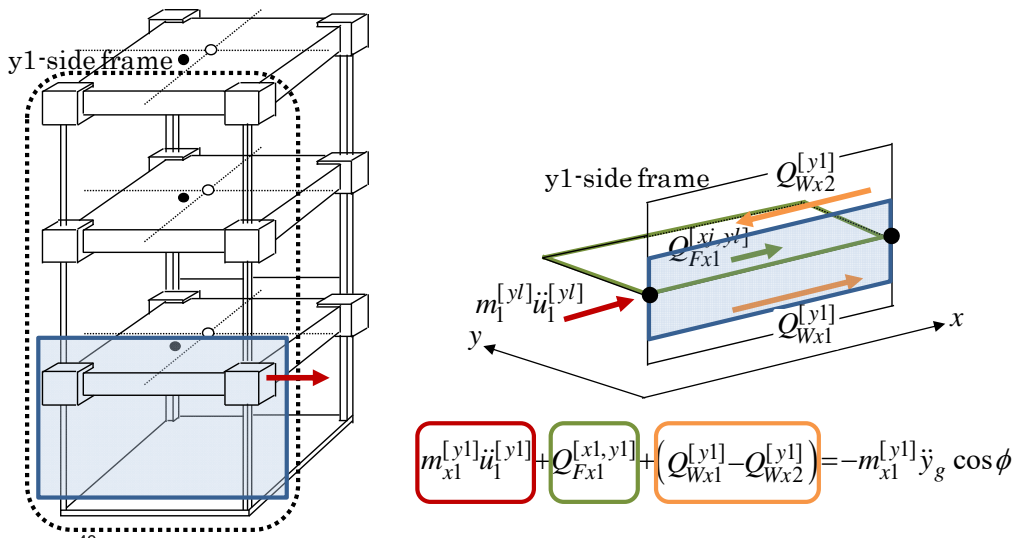


入力波ケース(b) Kobe Univ. 1995 NS 波の加速度波形

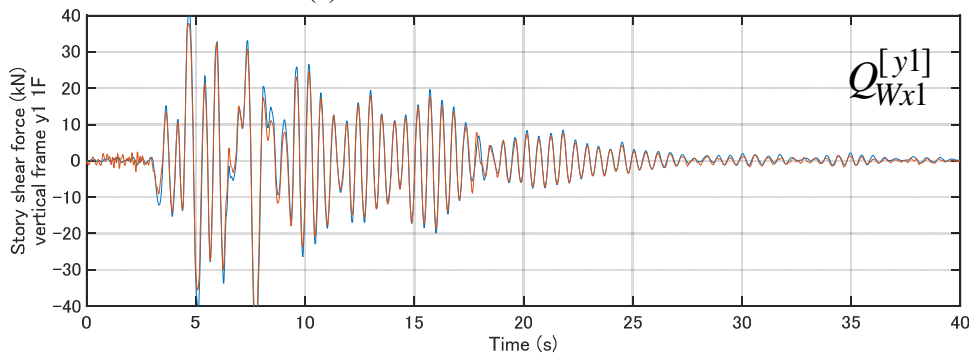


入力波ケース(c) Hachinohe 1968 NS 波の加速度波形

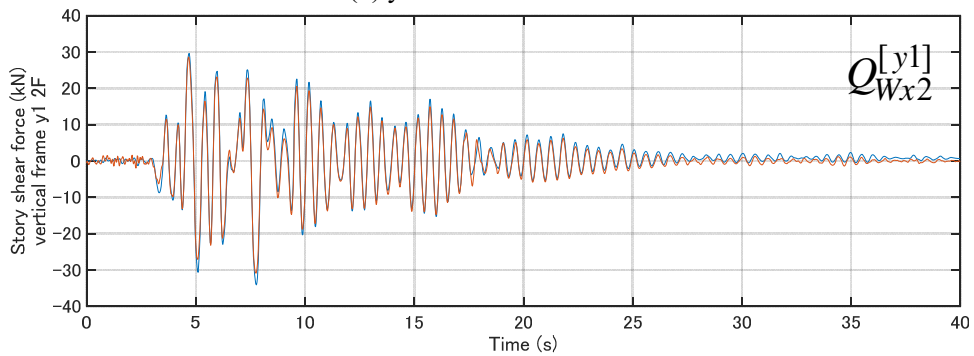
図 5.18 時刻歴波形 : 入力波ケース(b), (c)



(a) 水平構面 x 軸せん断力 1F

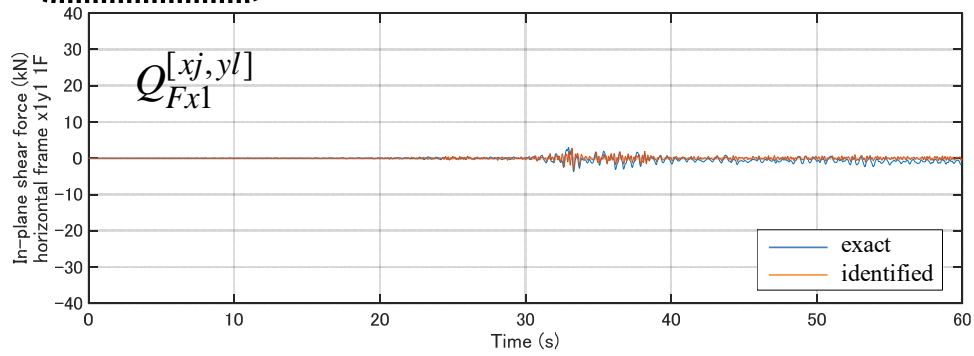
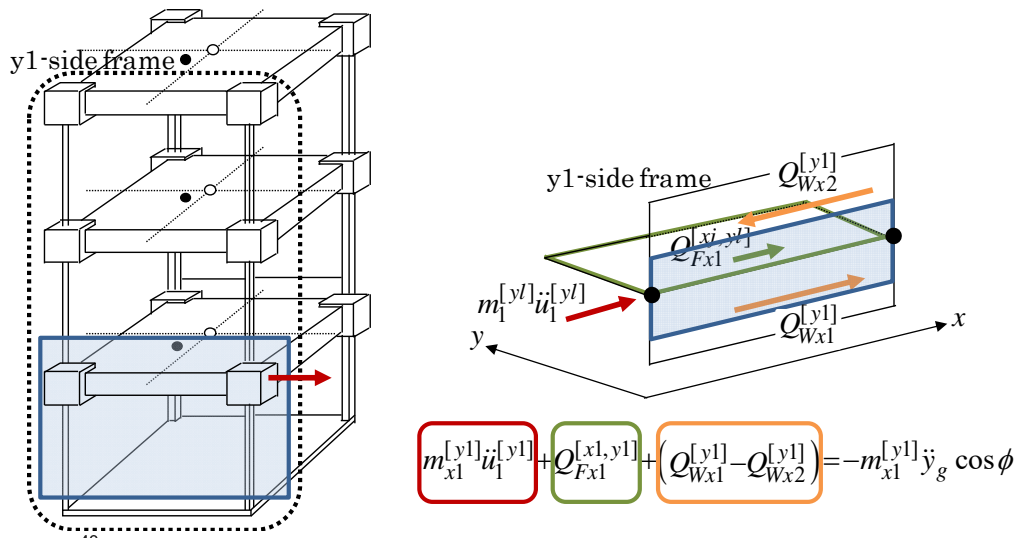


(b) y1 通り鉛直構面 1F

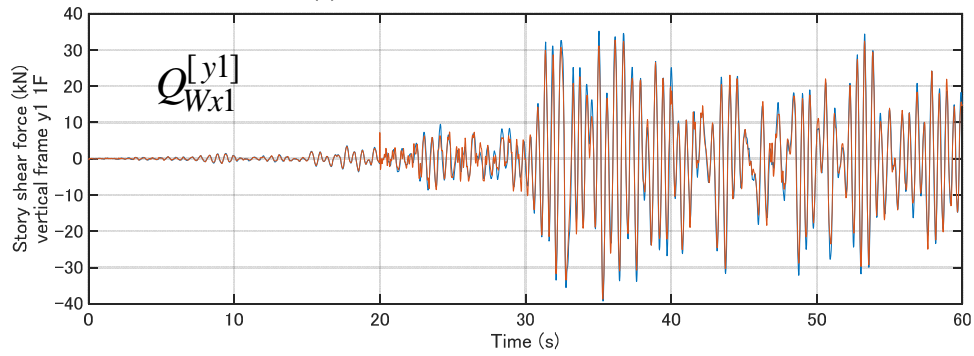


(c) y1 通り鉛直構面 2F

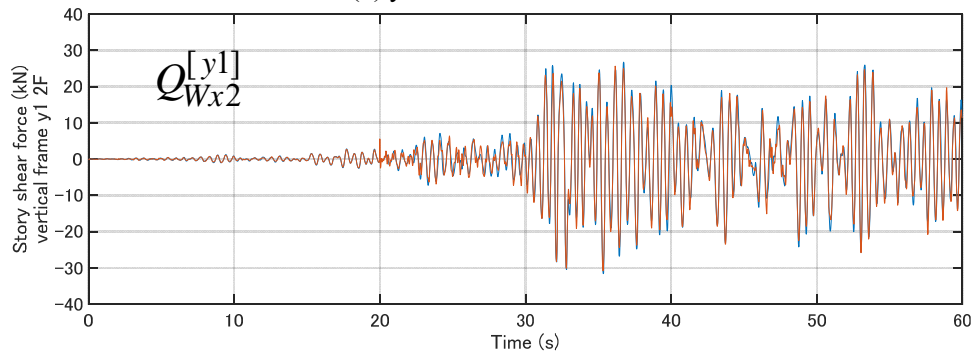
図 5.19 面内せん断力及び層せん断力の真値と推定値 (Kobe Univ. 1995 NS)



(a) 水平構面 x 軸せん断力 1F



(b) y1 通り鉛直構面 1F



(c) y1 通り鉛直構面 2F

図 5.20 面内せん断力及び層せん断力の真値と推定値 (Hachinohe 1968 NS)

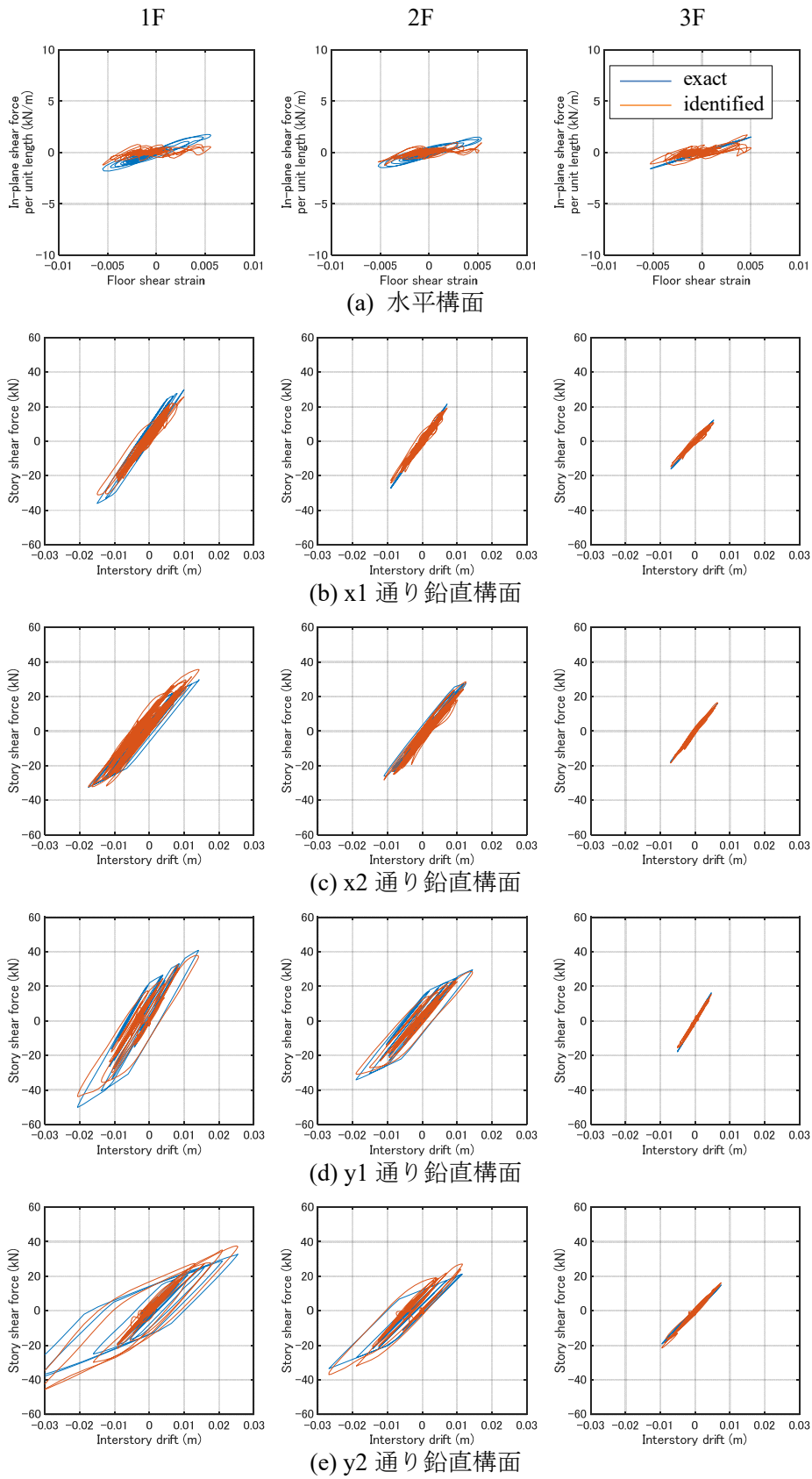


図 5.21 同定結果 (Kobe Univ. 1995 NS) (横軸:応答解析による変位)

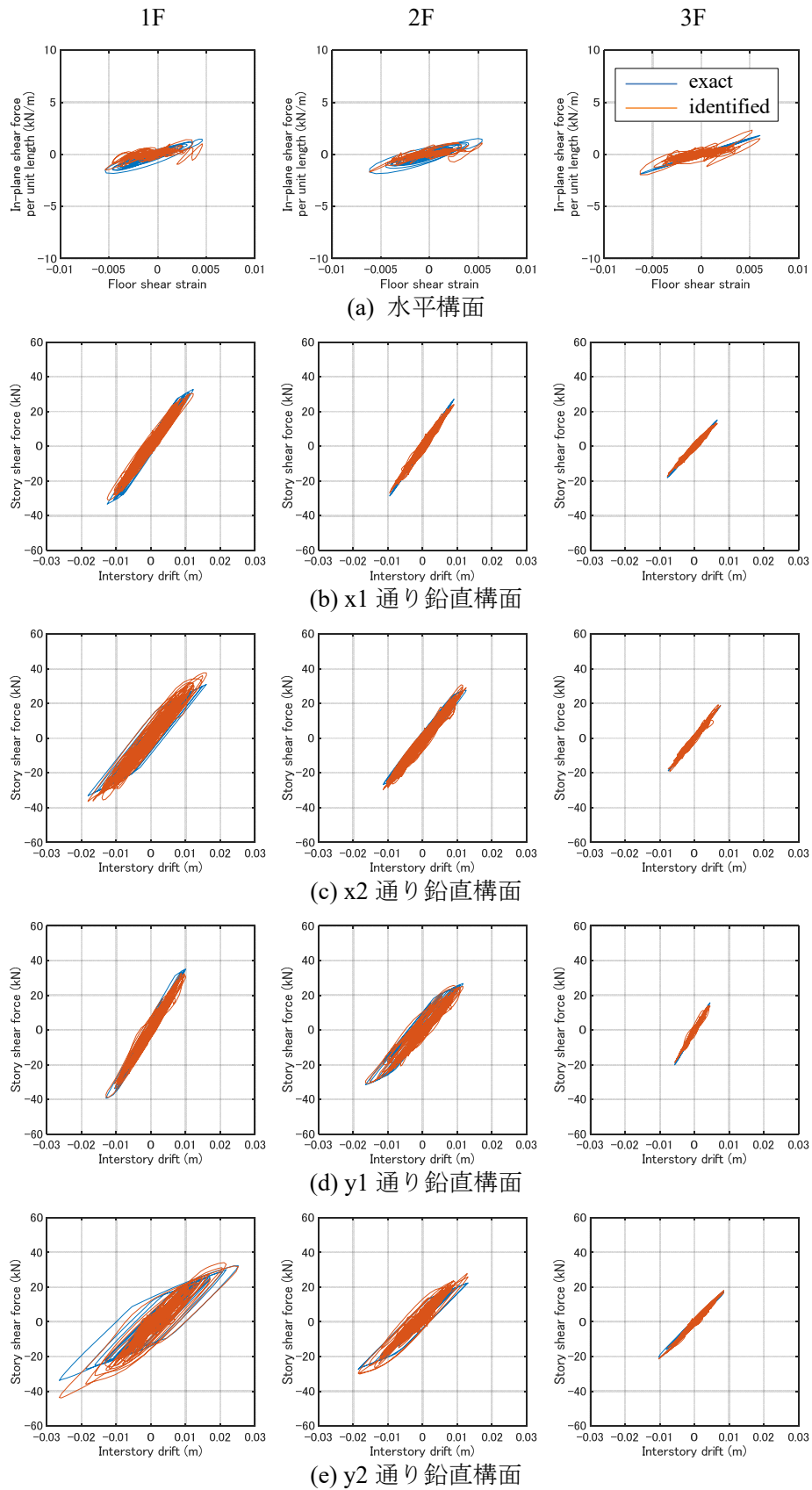


図 5.22 同定結果 (Hachinohe 1968 NS) (横軸:応答解析による変位)

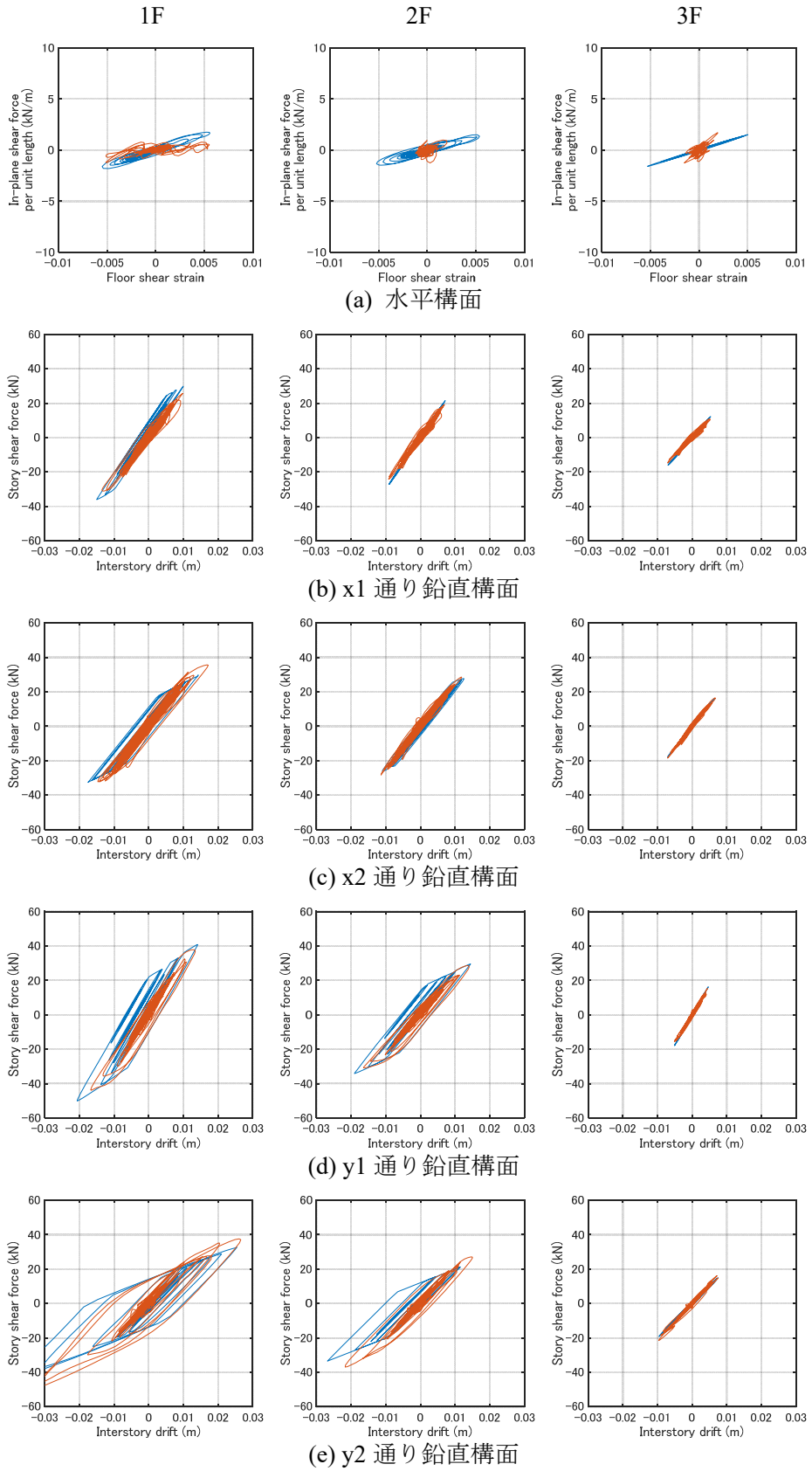


図 5.23 同定結果 (Kobe Univ. 1995 NS) (横軸: 積分手法による変位データ導出)

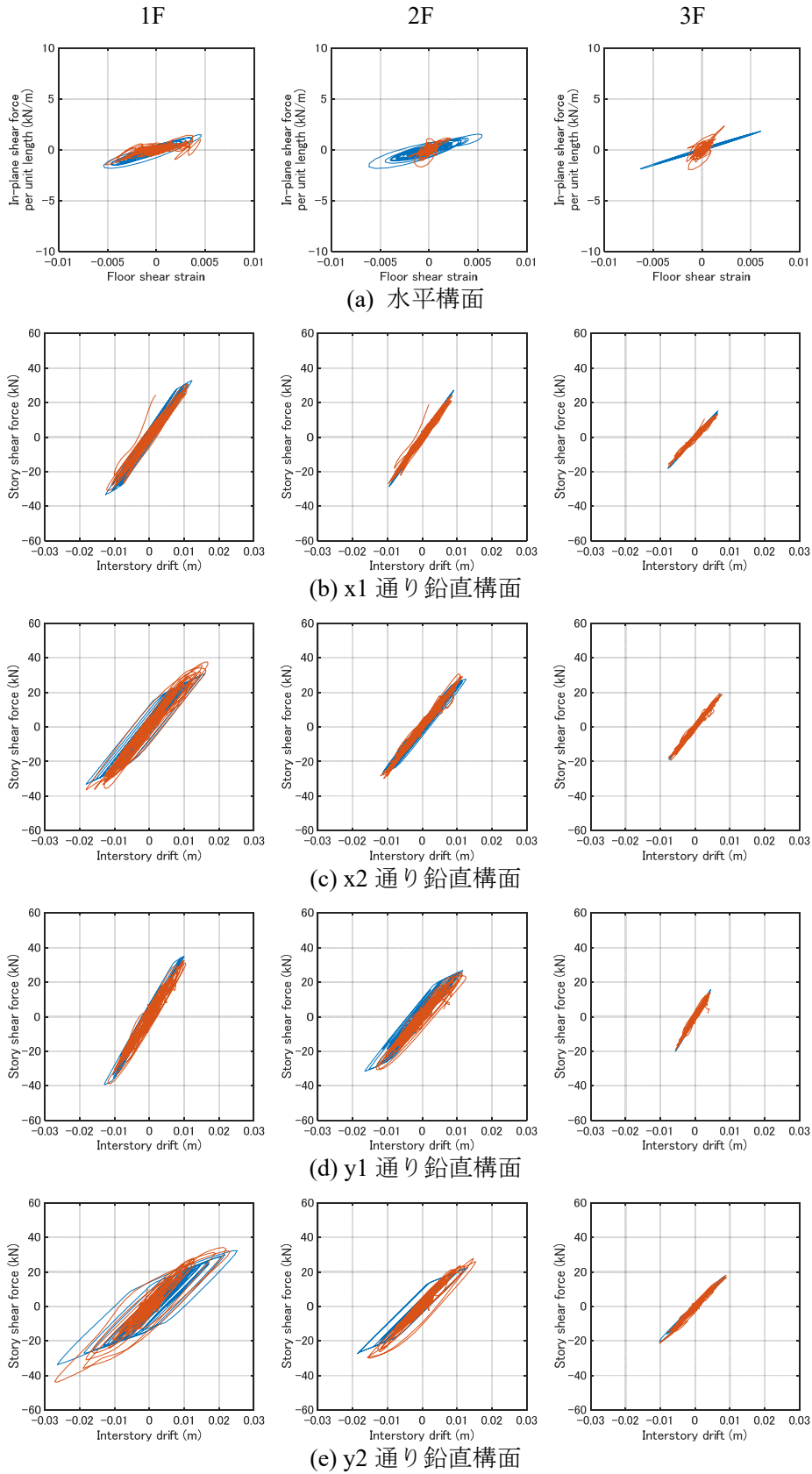


図 5.24 同定結果 (Hachinohe 1968 NS) (横軸: 積分手法による変位データ導出)

(4) ホワイトノイズを付与した場合における同定結果について

観測値にノイズが含まれている場合を想定し、同定精度への影響について考察を行う。各自由度の応答加速度データに対し、それぞれ独立した 0.075-150(rad/s)のホワイトノイズを付与し提案手法により推定を行う。なお、ノイズレベルは、各自由度波形の RMS 値に対するノイズの RMS 値の割合により表し、その値を 5%とする。

検証は基本解析モデルを対象とし、入力波ケース(a): El Centro 1940 NS 波, 入力波ケース(b): Kobe Univ. 1995 NS 波, 入力波ケース(c): Hachinohe 1968 NS 波 (前節と同様の振幅調整)を用いる。図 5.25 は入力波ケース(a)における同定結果である。

真の履歴曲線と比較し、ある程度の形状の変化が見られるが、ノイズを付与する前の同定結果と比較し大きな変化はなく、ノイズによる影響が少ないことが確認された。この要因の一つとしては、周波数関数として近似する際の周波数範囲設定がローパス・フィルターとして高周波ノイズを除くためであると考えられる。

またノイズ付与した応答加速度に対し、特異値分解を用いた低ランク近似手法を用い、ホワイトノイズを低減し同定精度の向上を図る。図 5.26, 5.27, 5.28 は、入力波ケース(a), (b), (c)における同定結果である。

ノイズ除去前と比較して、大きな変化は確認されない。この要因は、低ランクによる近似手法は相関性のある波形を抽出するアルゴリズムであるため、非線形性が強い対象に用いた場合はホワイトノイズを認識できないためであると考えられる。

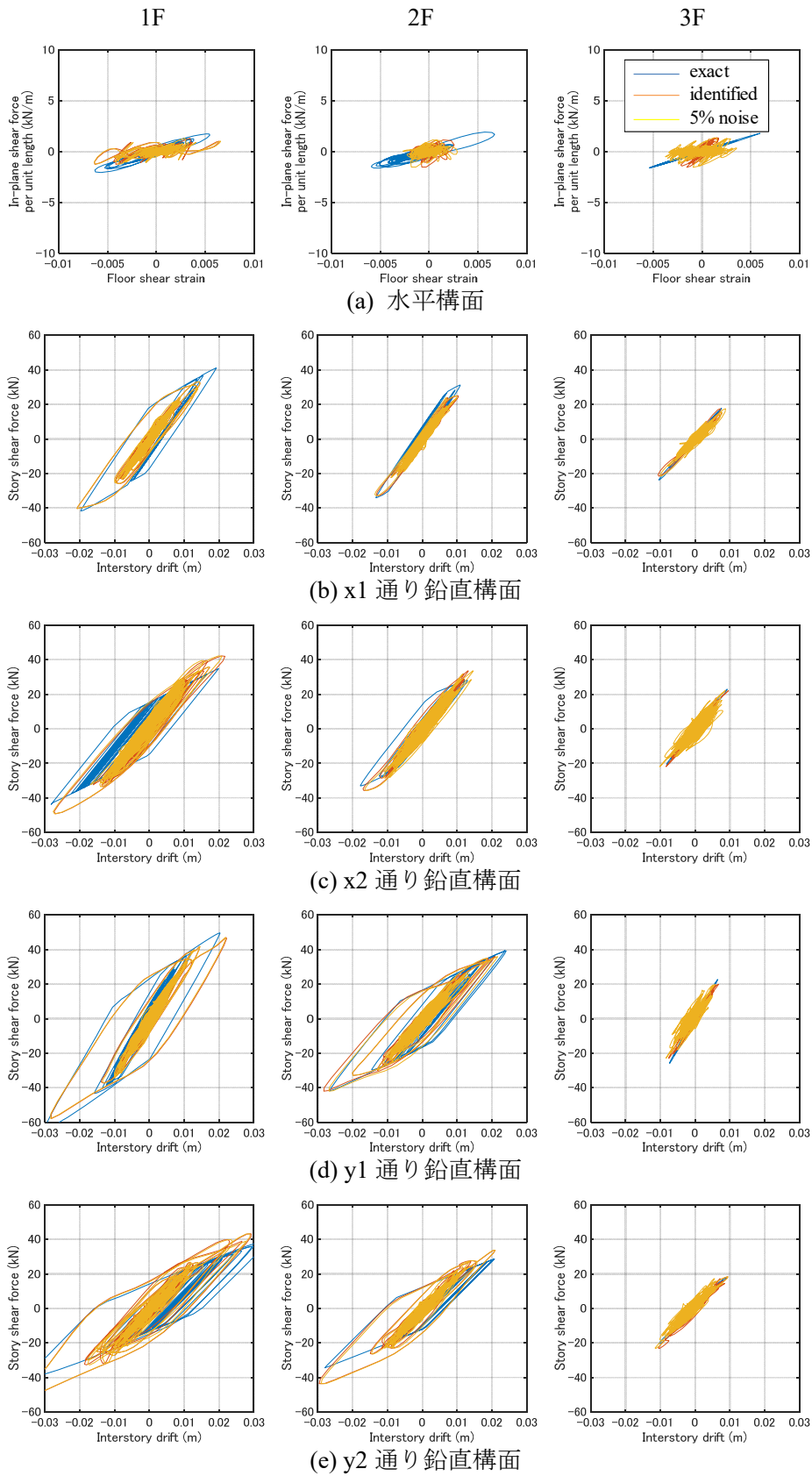


図 5.25 ノイズによる精度比較 (El Centro NS) (横軸:積分手法による変位データ導出)

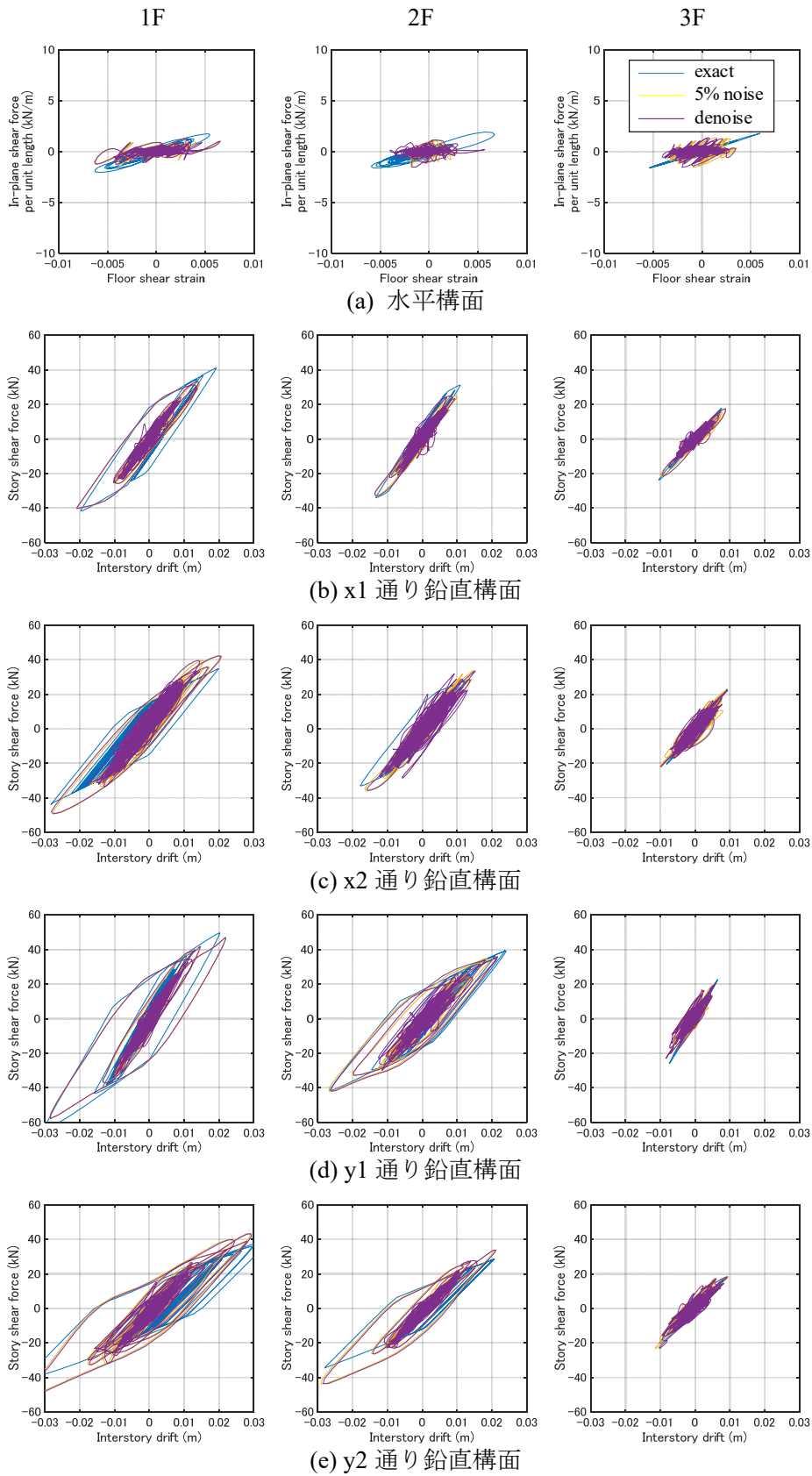


図 5.26 ノイズ除去による比較 (El Centro NS) (横軸:積分手法による変位データ導出)

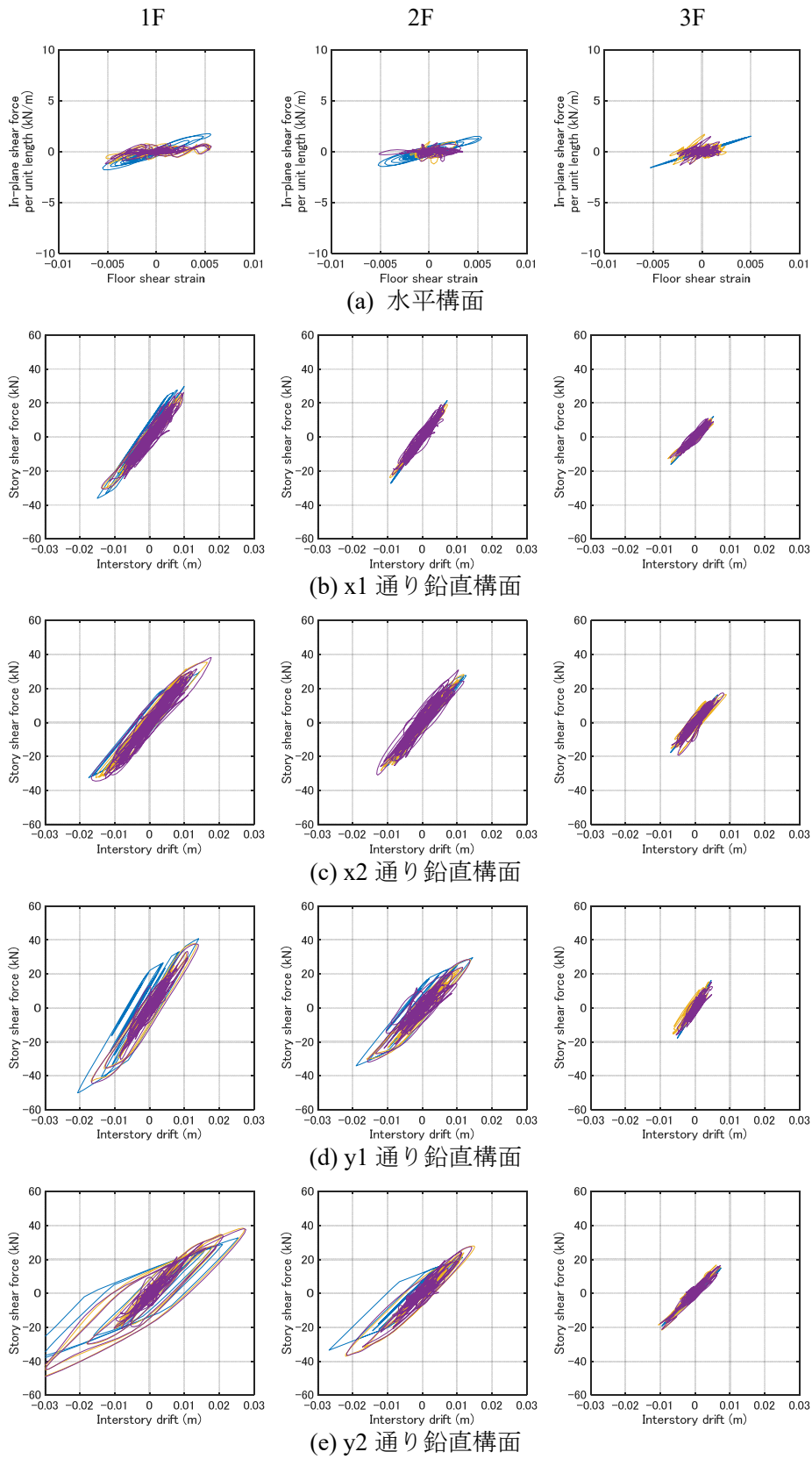


図 5.27 ノイズ除去による比較 (Kobe Univ. NS) (横軸:積分手法による変位データ導出)

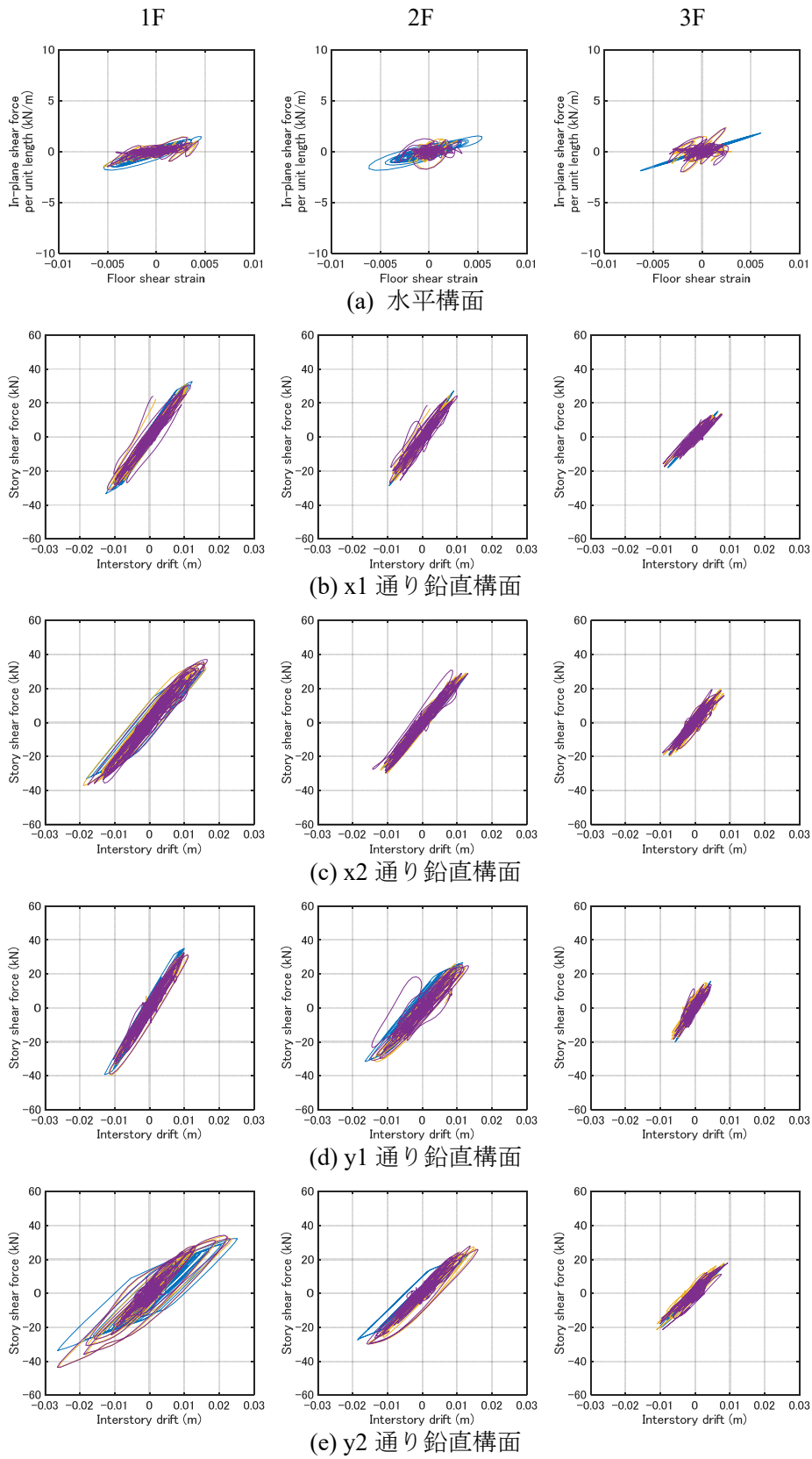


図 5.28 ノイズ除去による比較 (Hachinohe NS) (横軸:積分手法による変位データ導出)

5.5.2 内部構面を有する柔床多層モデル

本項では、内部構面を有するモデルに対する同定精度の検証を行う。対象モデルは、図 5.29 に示す x 方向 2 スパン、y 方向 2 スパンの単層多スパンモデル、及び 2 層多スパンモデルとし、モデルの諸元を表 5.3 に示す。解析モデルは、前項の多層モデルと同様に、せん断ばねの履歴特性は基本型である **Bilinear** 型（移動硬化）とし、減衰特性は初期剛性比例減衰（1 次の減衰定数 0.02）とする。また、初期剛性に対する降伏後の剛性比は、鉛直構面、水平構面ともに 0.4 とし、鉛直構面の降伏変位は 0.01(m)、水平構面の降伏ひずみは 0.01 とする。入力地震動は、入力波ケース(a): El Centro 1940 NS 波、(b): Kobe Univ. 1995 NS 波、(c): Hachinohe 1968 NS 波（El Centro 1940 NS 波の最大応答加速度と合わせるよう振幅調整）とし、地動入力方向を表す角度は 30 度とする。なお、本同定では、20 秒分の時刻歴応答波形データ（加速度）を用い、特に記載がない限り、アルゴリズムの精度を明らかにするため応答変位は応答解析データを用いる。

(1) 周波数範囲の設定について

構面のせん断力を近似表現するにあたり、対象の周波数範囲を設定する。図 5.30 は入力加速度と各構面における応答加速度のパワースペクトルとクロススペクトルの比である。この値を参考に、周波数範囲を 0-7Hz、周波数分解能を 0.05Hz とし、両モデルの全ての構面に対し同条件を適用する。なお、各モデルの固有モード形状を図 5.31 に示す。

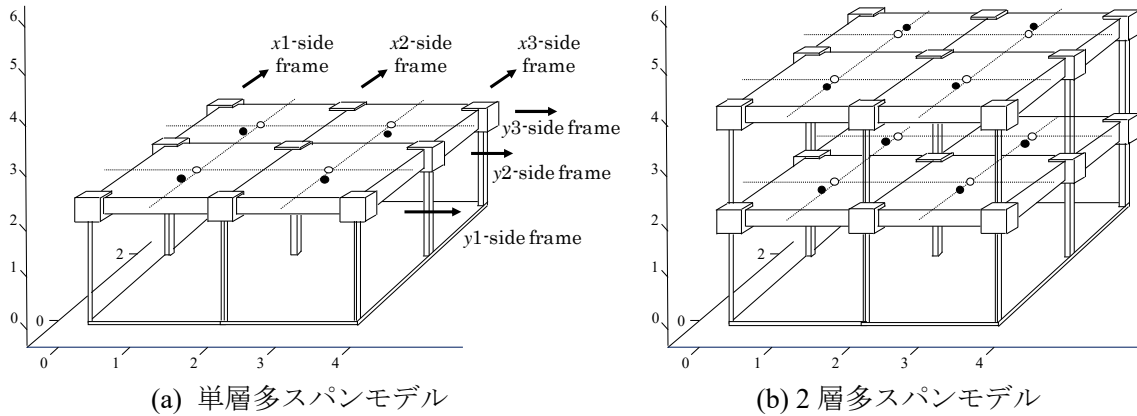


図 5.29 2×2 スパンモデル

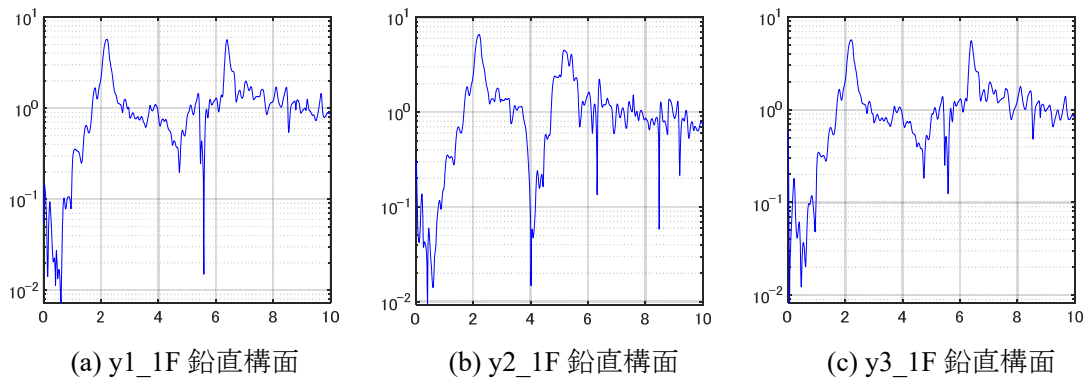


図 5.30 伝達関数(参考値) 2層モデル(ii)

表 5.3 モデル諸元

(i) 単層多スパンモデル

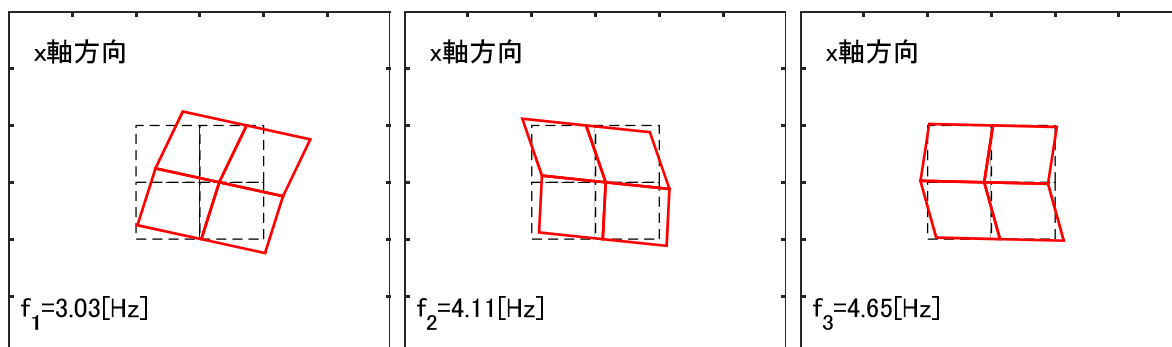
(a)	Vertical frame stiffness								
	$k_x(\text{kN/m})$	1F	y1	y2	y3				
			3500	2500	2000				
	$k_y(\text{kN/m})$	1F	x1	x2	x3				
2500			2000	2500					
Floor stiffness	Floor type			x1	x2				
(b)	G_k kN/(rad*m)	flexible type	1F	y1	400	400			
				y2	350	350			
	Number of stories	Plan size (m)		Nodal mass (kg)		Rigidity reduction rate			
(c)	1 story	$I_x^{[x1]} = 2 \quad I_x^{[x2]} = 2$ $I_y^{[y1]} = 2 \quad I_y^{[y2]} = 2$		2×10^3		0.4			

(ii) 2層多スパンモデル(y2 通り構面のみ低剛性)

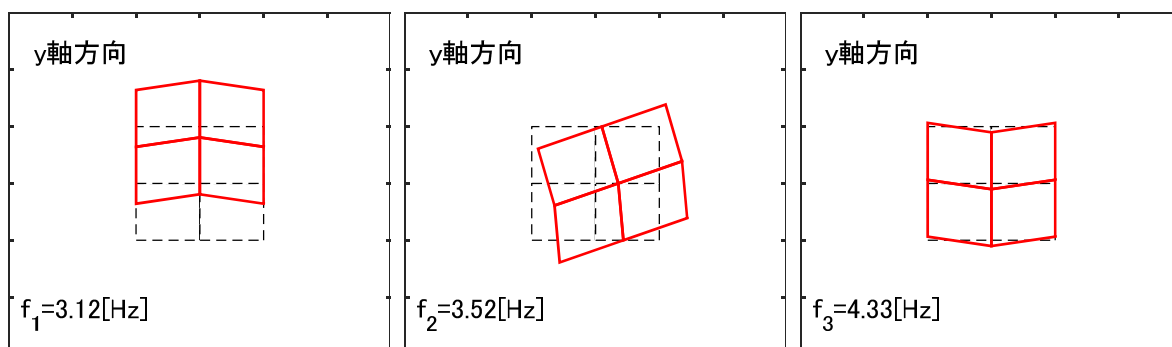
(a)	Vertical frame stiffness									
	$k_x(\text{kN/m})$	1F	y1	y2	y3	2F	y1	y2	y3	
			3500	2500	3500		3500	2000	3500	
	$k_y(\text{kN/m})$	1F	x1	x2	x3	2F	x1	x2	x3	
3500			3500	3500	3500		3500	3500		
Floor stiffness	Floor type			x1	x2			x1	x2	
(b)	G_k kN/(rad*m)	flexible type	1F	y1	400	400	2F	y1	400	400
				y2	400	400		y2	400	400
	Number of stories	Plan size (m)		Nodal mass (kg)		Rigidity reduction rate				
(c)	2 story	$I_x^{[x1]} = 2 \quad I_x^{[x2]} = 2$ $I_y^{[y1]} = 2 \quad I_y^{[y2]} = 2$		2×10^3		0.4				

(iii) 2層多スパンモデル

(a)	Vertical frame stiffness									
	$k_x(\text{kN/m})$	1F	y1	y2	y3	2F	y1	y2	y3	
			3500	2500	2000		2500	2000	2500	
	$k_y(\text{kN/m})$	1F	x1	x2	x3	2F	x1	x2	x3	
2500			2000	2500	2500		2500	2000		
Floor stiffness	Floor type			x1	x2			x1	x2	
(b)	G_k kN/(rad*m)	flexible type	1F	y1	400	400	2F	y1	400	400
				y2	350	350		y2	350	350
	Number of stories	Plan size (m)		Nodal mass (kg)		Rigidity reduction rate				
(c)	2 story	$I_x^{[x1]} = 2 \quad I_x^{[x2]} = 2$ $I_y^{[y1]} = 2 \quad I_y^{[y2]} = 2$		2×10^3		0.4				

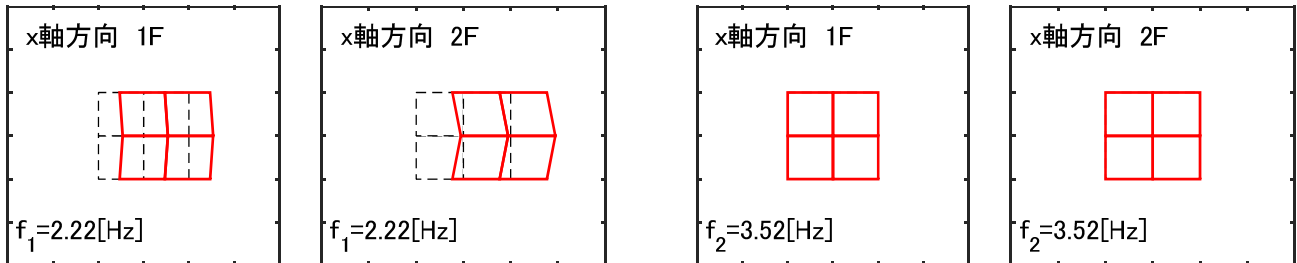


(a) x 軸方向の 1 次, 2 次, 3 次固有モード (単層多スパンモデル)

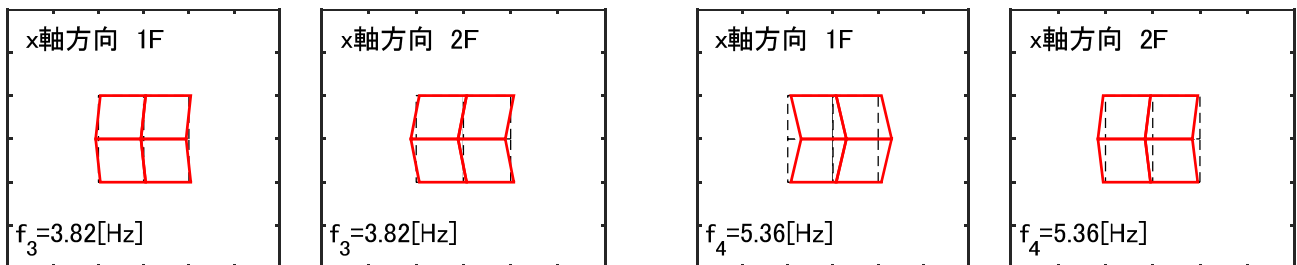


(b) y 軸方向の 1 次, 2 次, 3 次固有モード (単層多スパンモデル)

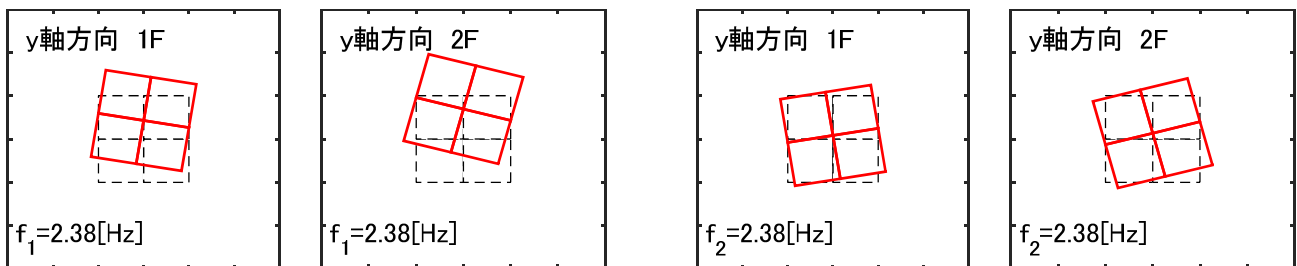
図 5.31 対象モデルの固有モード形状



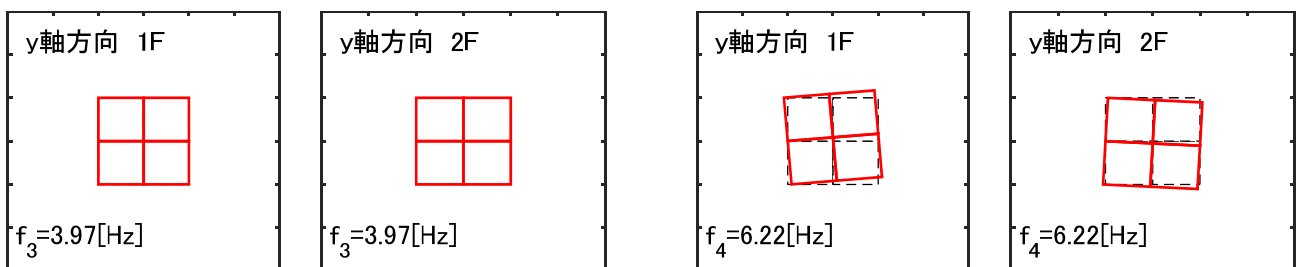
(c) x 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (2 層モデル y2 通り構面のみ低剛性)



(d) x 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (2 層モデル y2 通り構面のみ低剛性)

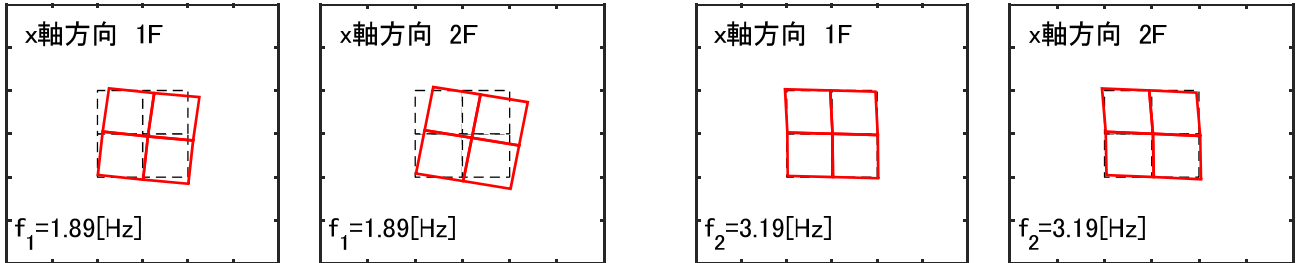


(e) y 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (2 層モデル y2 通り構面のみ低剛性)

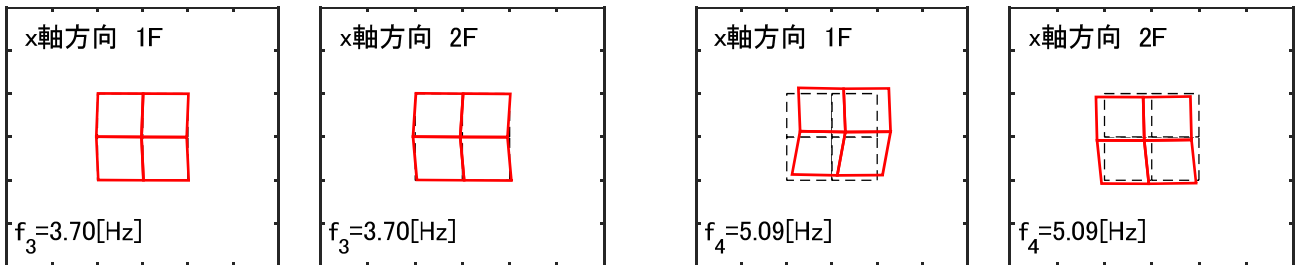


(f) y 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (2 層モデル y2 通り構面のみ低剛性)

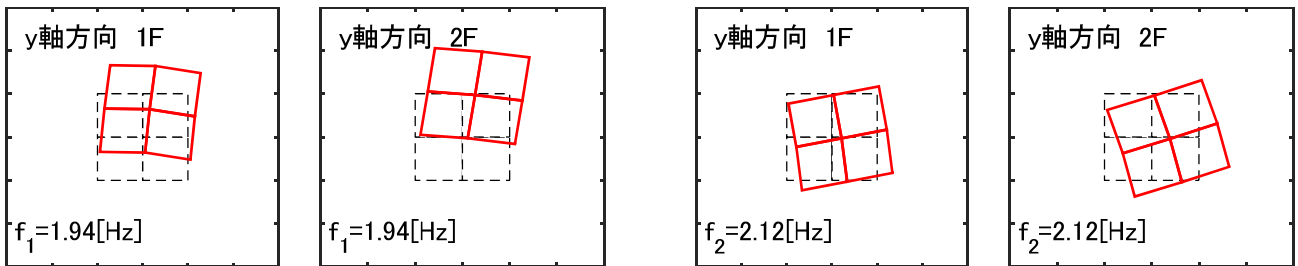
図 5.31 対象モデルの固有モード形状 (続き)



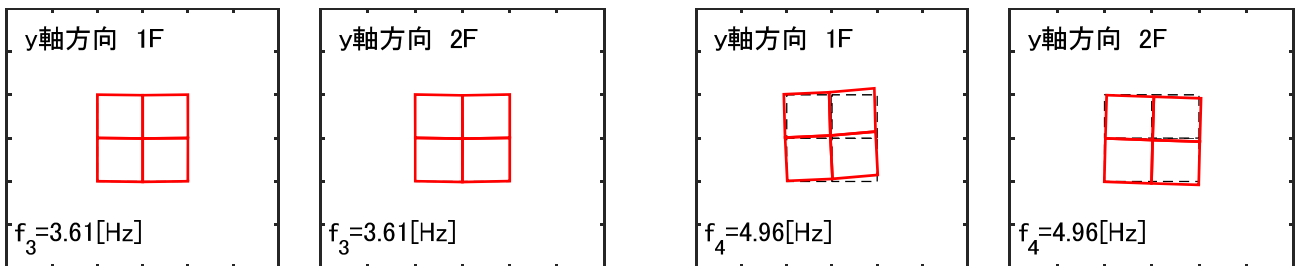
(g) x 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (表 5.3(ii) を用いたモデル)



(h) x 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (表 5.3(ii) を用いたモデル)



(i) y 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (表 5.3(ii) を用いたモデル)



(j) y 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (表 5.3(ii) を用いたモデル)

図 5.31 対象モデルの固有モード形状 (続き)

(2) 単層多スパンモデルの同定

単層多スパンモデルに対し、表 5.3(i)の条件下で、入力波ケース(a), (b), (c)を用いる。

提案手法により推定した鉛直構面の層せん断力および床要素における面内せん断力を図 5.32 に示す。また、応答解析により得られた変位データを用いた履歴曲線の同定値と真値の比較を図 5.33, 5.35, 5.36 に示す。

5.2.2 項と同条件のホワイトノイズを付与した加速度データを観測値とした場合について、せん断力の推定結果と積分手法により導出した変位データを用いた履歴曲線を図 5.34 に示す。

これより、単層多スパンモデルにおいても入力波による大きな差異はなく、水平構面要素は鉛直構面要素と比較して精度は若干劣るものの、一定の同定精度を有することが確認された。これは多層型モデルにおける検証と同じ傾向である。

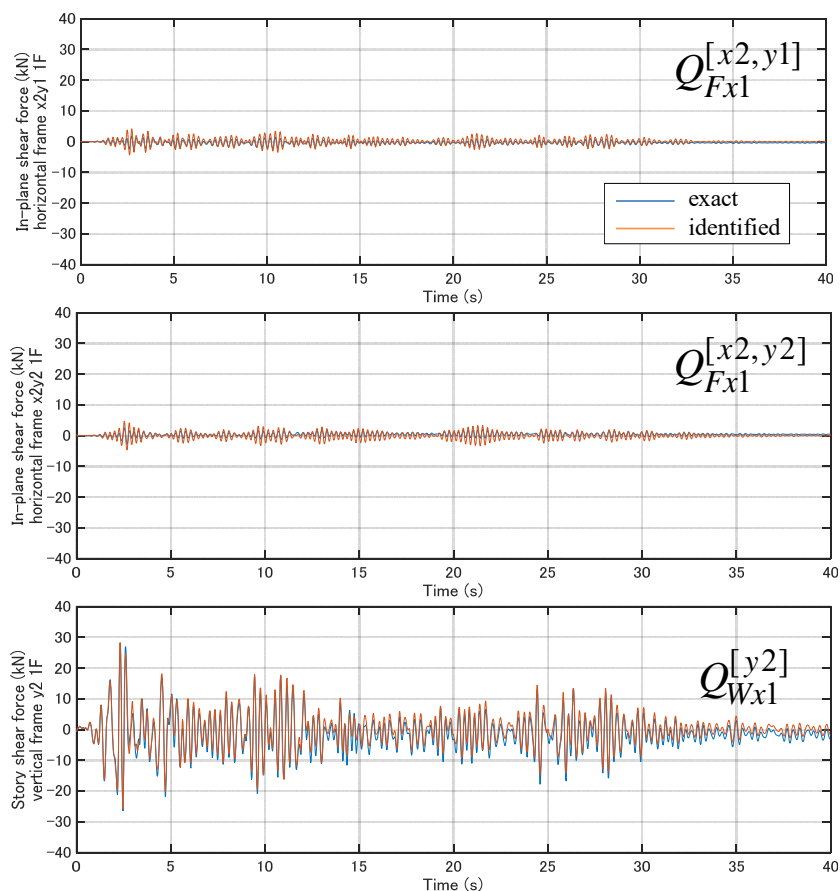
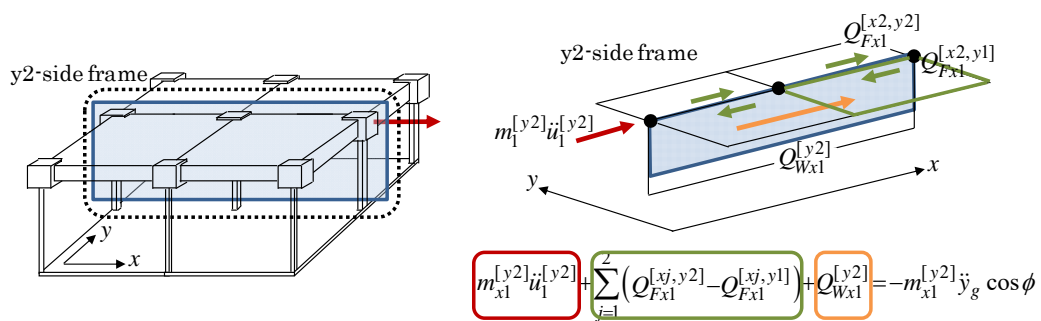
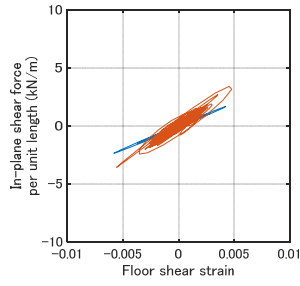
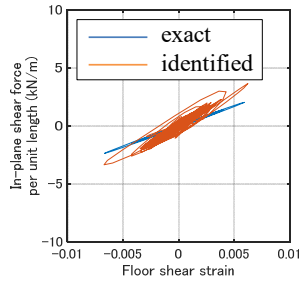


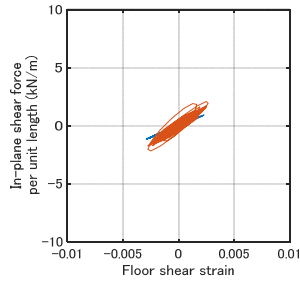
図 5.32 推定面内せん断力及び層せん断力 (El Centro NS)



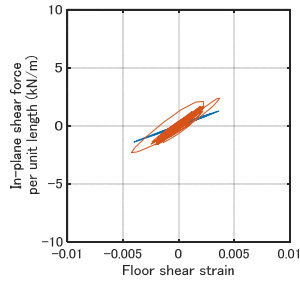
(a) 水平構面(x1y1)



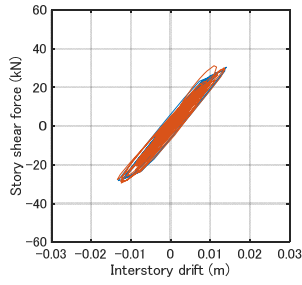
(b) 水平構面(x1y2)



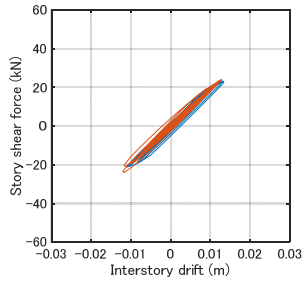
(c) 水平構面(x2y1)



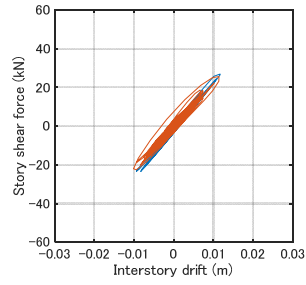
(d) 水平構面(x2y2)



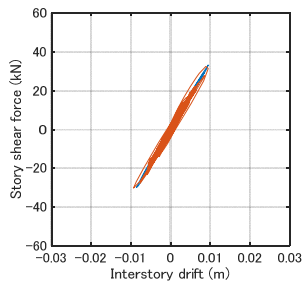
(e) x1 通り鉛直構面



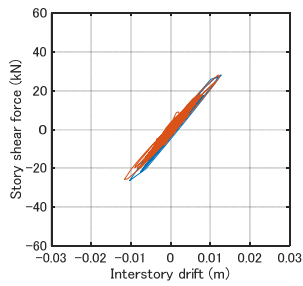
(f) x2 通り鉛直構面



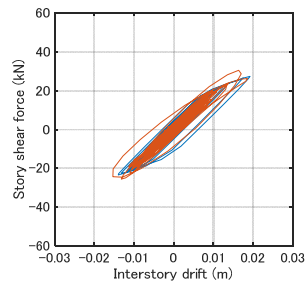
(g) x3 通り鉛直構面



(h) y1 通り鉛直構面

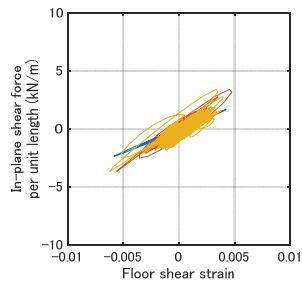


(i) y2 通り鉛直構面

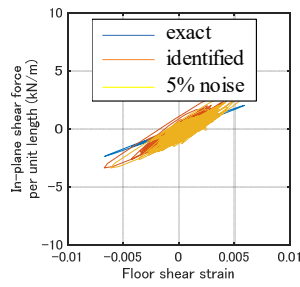


(j) y3 通り鉛直構面

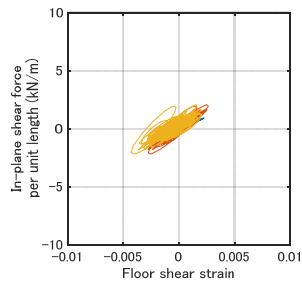
図 5.33 同定結果 (El Centro NS) (横軸: 応答解析による変位)



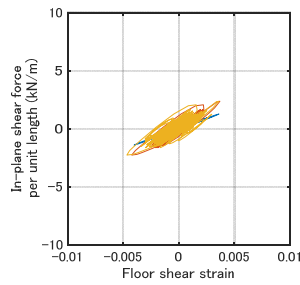
(a) 水平構面(x1y1)



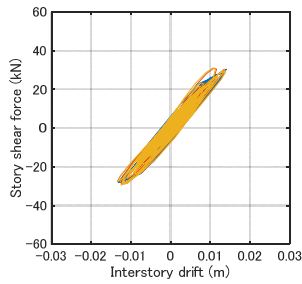
(b) 水平構面(x1y2)



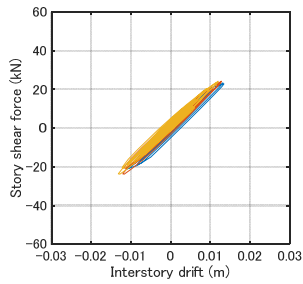
(c) 水平構面(x2y1)



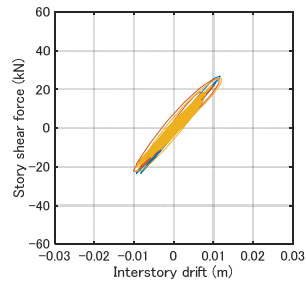
(d) 水平構面(x2y2)



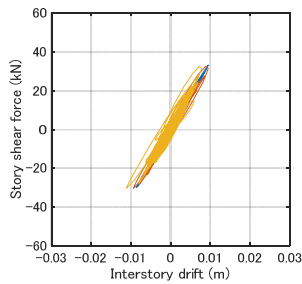
(e) x1 通り鉛直構面



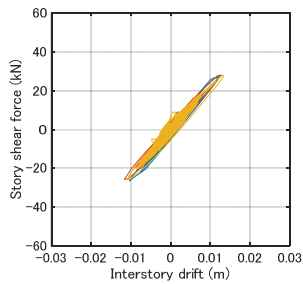
(f) x2 通り鉛直構面



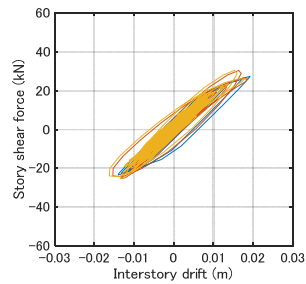
(g) x3 通り鉛直構面



(h) y1 通り鉛直構面

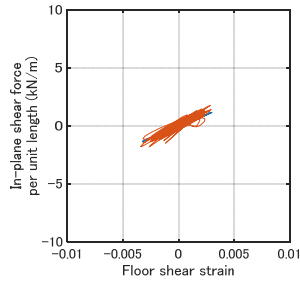


(i) y2 通り鉛直構面

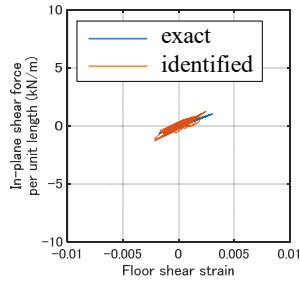


(j) y3 通り鉛直構面

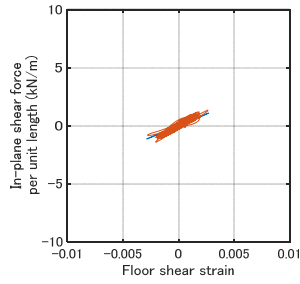
図 5.34 ノイズによる精度比較 (El Centro NS) (横軸:積分手法による変位データ導出)



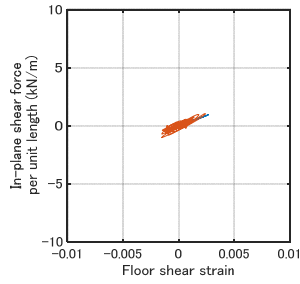
(a) 水平構面(x1y1)



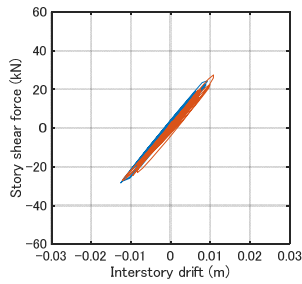
(b) 水平構面(x1y2)



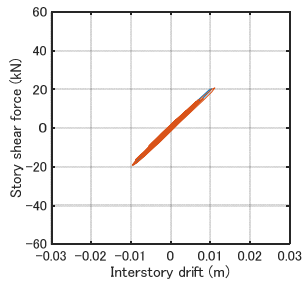
(c) 水平構面(x2y1)



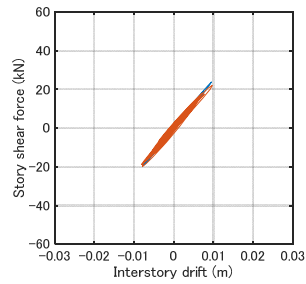
(d) 水平構面(x2y2)



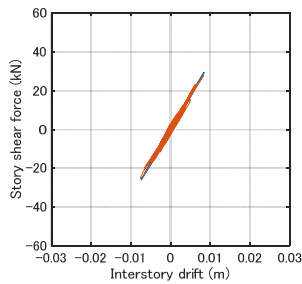
(e) x1 通り鉛直構面



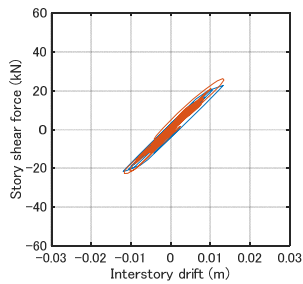
(f) x2 通り鉛直構面



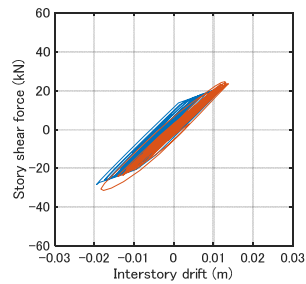
(g) x3 通り鉛直構面



(h) y1 通り鉛直構面

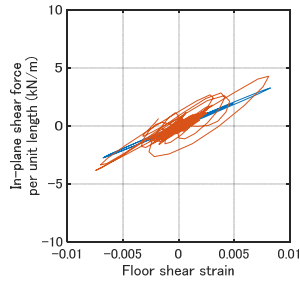


(i) y2 通り鉛直構面

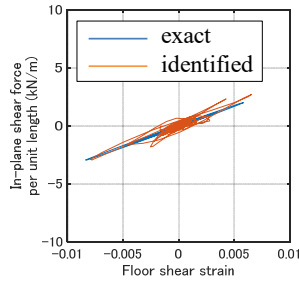


(j) y3 通り鉛直構面

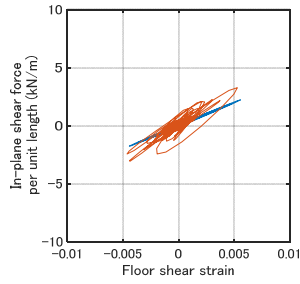
図 5.35 同定結果 (Kobe Univ. NS) (横軸:応答解析による変位)



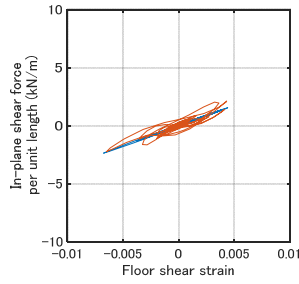
(a) 水平構面(x1y1)



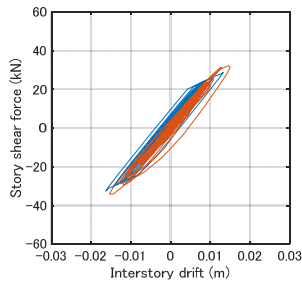
(b) 水平構面(x1y2)



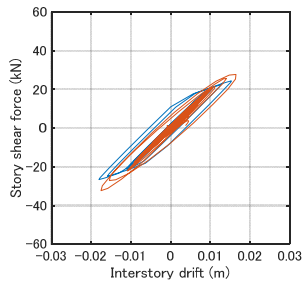
(c) 水平構面(x2y1)



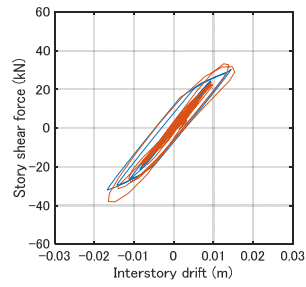
(d) 水平構面(x2y2)



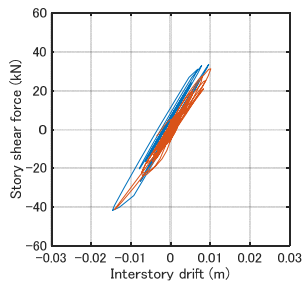
(e) x1 通り鉛直構面



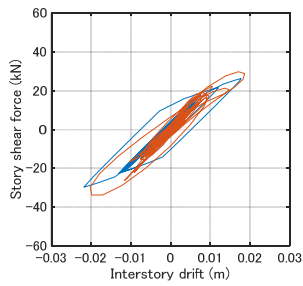
(f) x2 通り鉛直構面



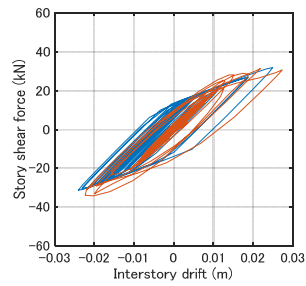
(g) x3 通り鉛直構面



(h) y1 通り鉛直構面



(i) y2 通り鉛直構面



(j) y3 通り鉛直構面

図 5.36 同定結果 (Hachinohe NS) (横軸:応答解析による変位)

(3) 2層多スパンモデル（一軸偏心モデル）

2層多スパンモデルに対し，表 5.3(ii)の条件下で，El Centro 1940 NS 波を入力する。

提案手法により推定した鉛直構面の層せん断力，および床要素における面内せん断力を図 5.37 に示す。また，応答解析により得られた変位データを用いた履歴曲線の同定値と真値の比較を図 5.38，5.40，5.41 に示す。

基本ケースの応答加速度値にノイズが含まれない条件においては，各層，各通りの構面における履歴曲線の推定値は正解値とある程度一致するが，低剛性として設定した y2 通りにおける鉛直構面の同定精度は低い。

5.2.2 項と同条件のホワイトノイズを付与した加速度データを観測値とした場合について，推定結果および積分手法により導出した変位データを用いた履歴曲線を図 5.39 に示す。これよりノイズによる影響は少ないことが確認された。

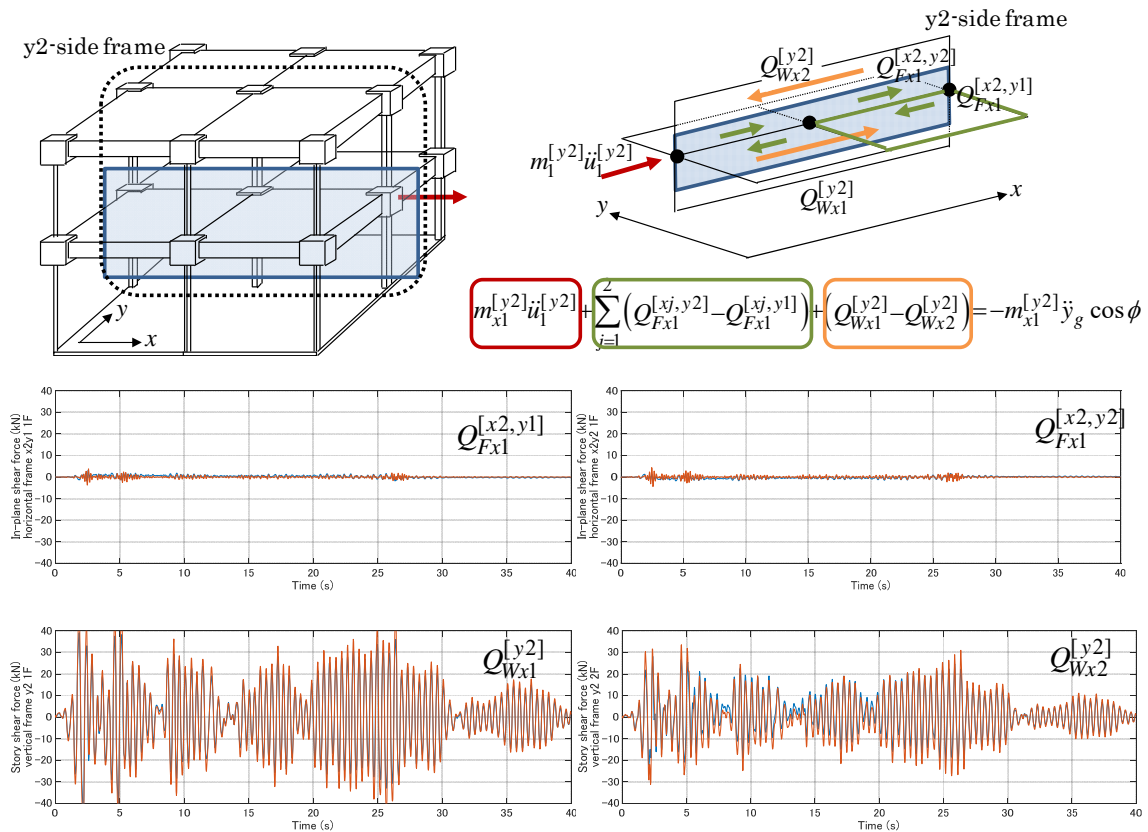


図 5.37 推定面内せん断力及び層せん断力 (El Centro NS)

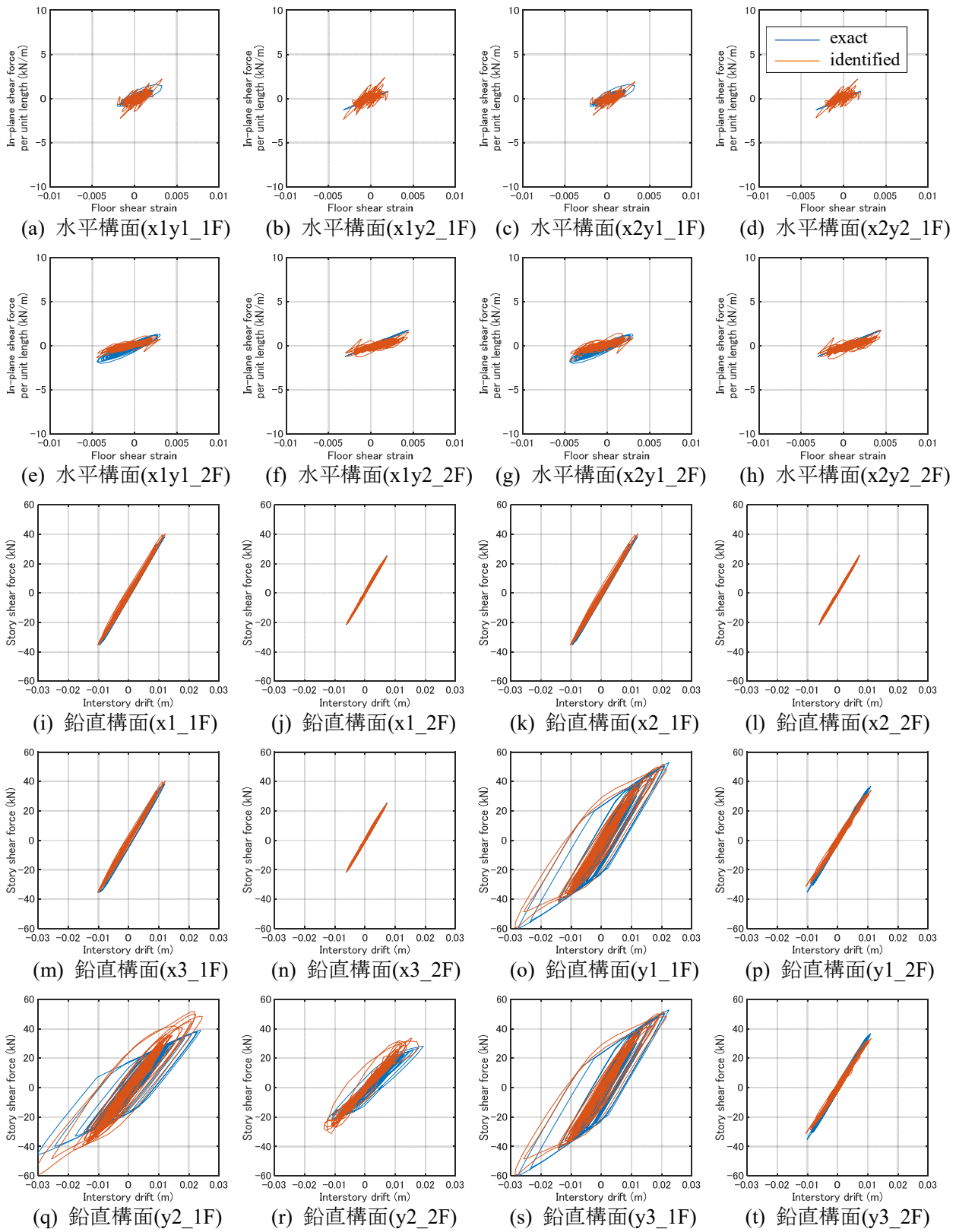


図 5.38 同定結果 (El Centro NS) (横軸: 応答解析による変位)

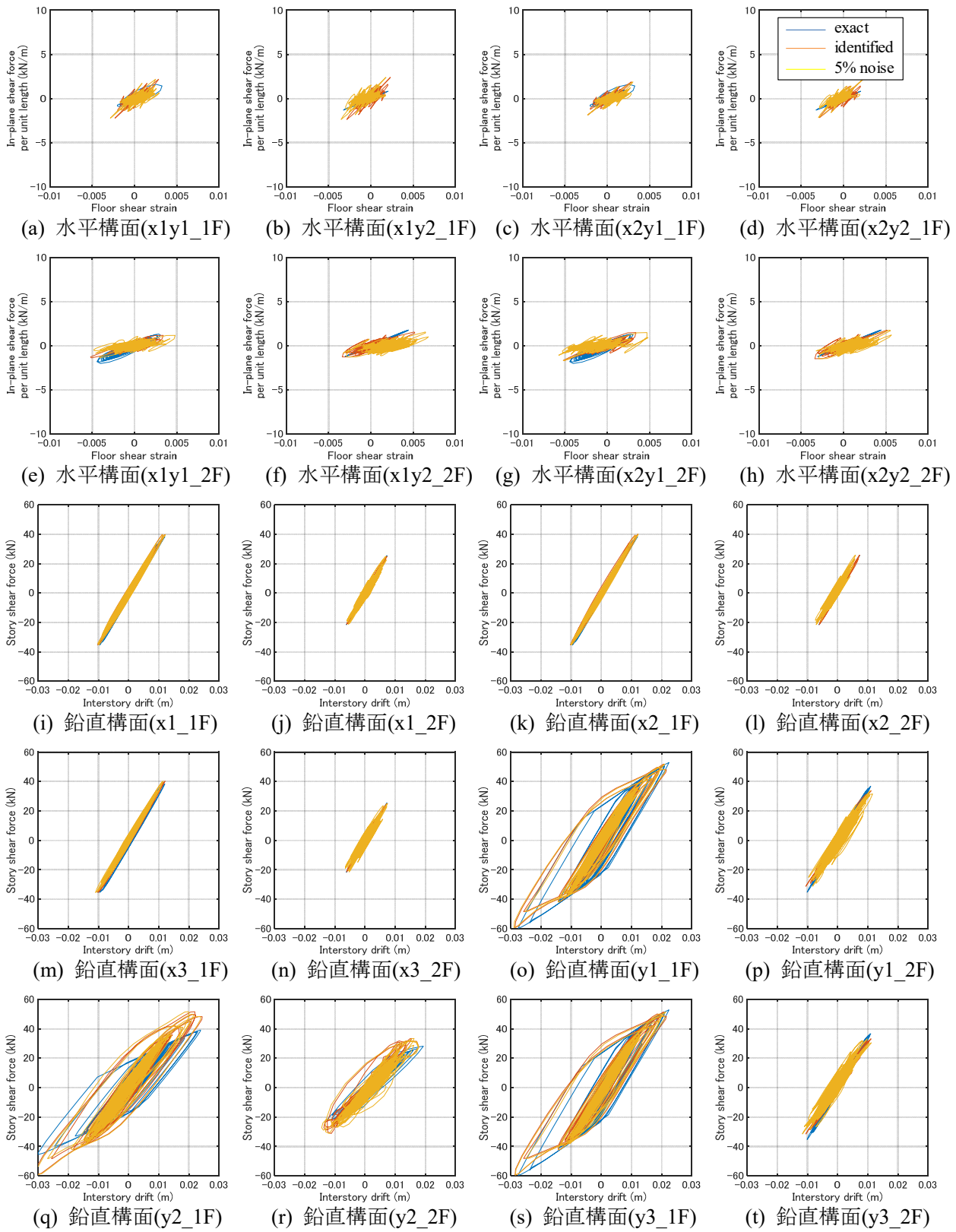


図 5.39 ノイズによる精度比較 (El Centro NS) (横軸: 積分手法による変位)

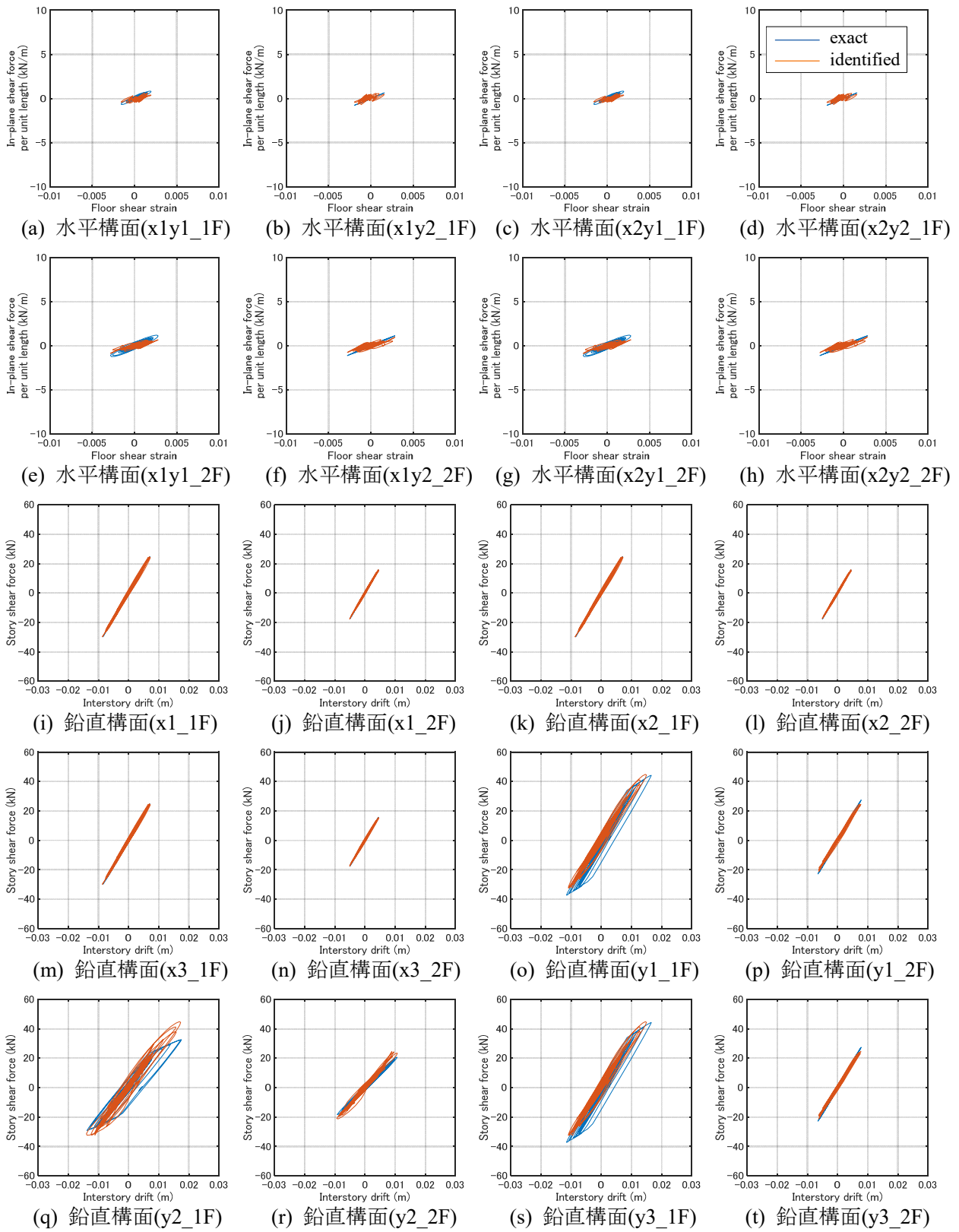


図 5.40 同定結果 (Kobe Univ. NS) (横軸: 応答解析による変位)

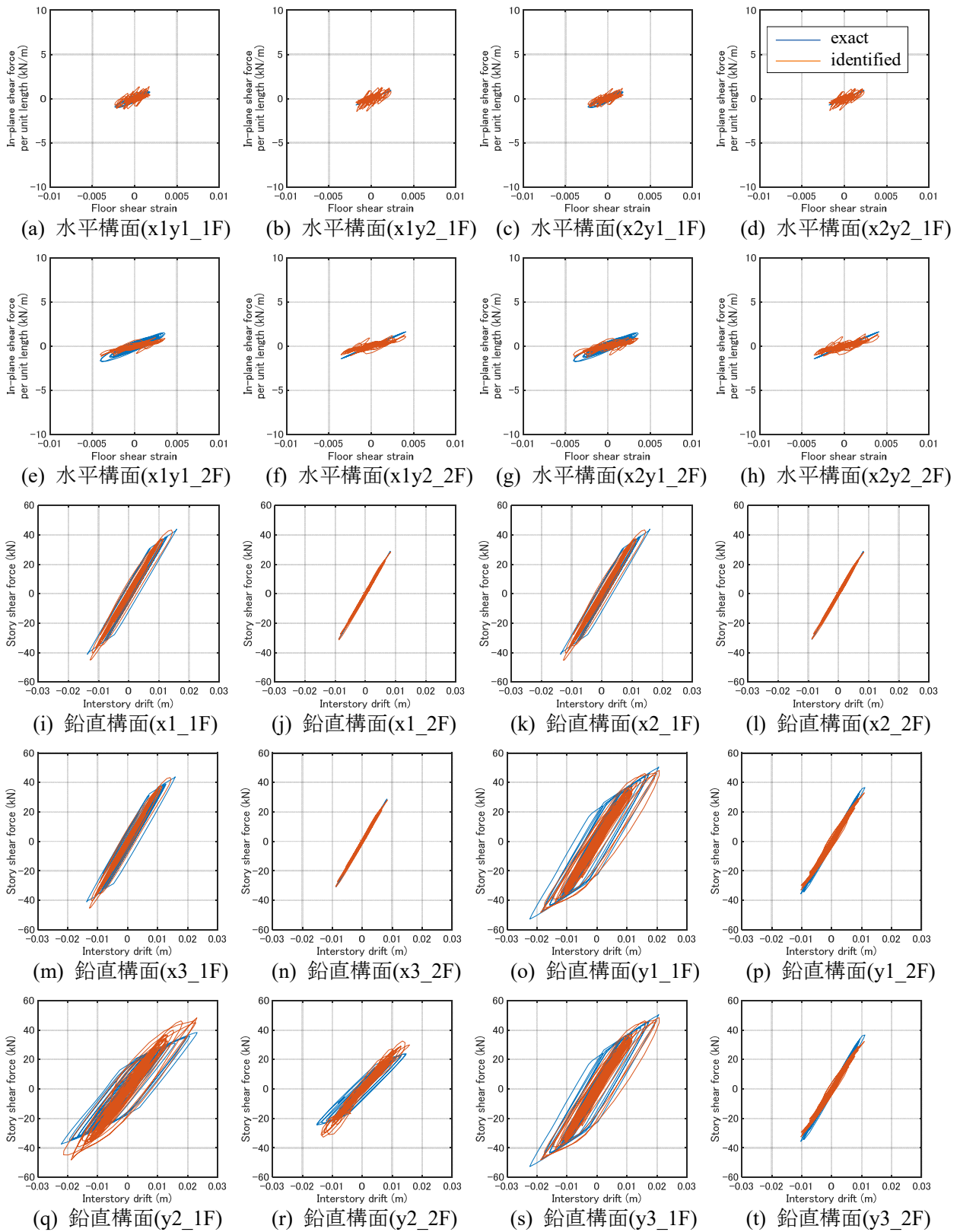


図 5.41 同定結果 (Hachinohe NS) (横軸: 応答解析による変位)

(4) 2層多スパンモデル（二軸偏心モデル）

2層多スパンモデルに対し，表 5.3(iii)の条件下で，El Centro 1940 NS 波を入力する。

提案手法により推定した鉛直構面の層せん断力および床要素における面内せん断力と，応答解析により得られた変位データを用いた履歴曲線について，その同定値と真値の比較を図 5.42 に示す。

基本ケースの応答加速度値にノイズが含まれない条件においては，各層，各通りの構面における履歴曲線の推定値は正解値とある程度一致するといえる。

(4-i) 床せん断剛性の検討

剛床および水平構面の一部が柔床である場合の検証として，表 5.4 に示す諸元を用いて推定した結果を図 5.44，5.45 に示す。なお，図 5.43 は各モデルの固有モード形状である。

剛床モデルにおける鉛直構面要素の推定精度は，柔床モデル時と比較して及ばないものの，一定の精度を有することが確認される。しかし，水平構面要素における同定は真値と大きく異なる。この原因として，設定した降伏ひずみの値が大きく関係すると思われるため，水平構面要素の降伏ひずみを小さくした場合について後述する。

また，同一平面上におけるスパンごとに分割された水平構面のうち，一部のみ面内せん断剛性が低い柔床モデルを対象とした場合，鉛直構面要素および柔床要素は同定可能である一方，剛床要素に関する推定が困難であるといえる。

表 5.4 床せん断剛性の検討のためのモデル諸元

(a)	$k_x(\text{kN/m})$	2-axis eccentricity	1F	y1	y2	y3	2F	y1	y2	y3
	$k_y(\text{kN/m})$			3500	2500	2000		2500	2000	2500
				x1	x2	x3		x1	x2	x3
				2500	2000	2500		2500	2500	2000
Floor stiffness	Type		x1	x2		x1	x2			
(b)	G_k kN/(rad*m)	rigid	1F	y1	4000	4000	2F	y1	4000	4000
				y2	3500	3500		y2	3500	3500
(c)	G_k kN/(rad*m)	flexible (part)	1F	y1	4000	4000	2F	y1	4000	4000
				y2	4000	300		y2	4000	300
	Number of stories	Plan size (m)		Nodal mass (kg)		Rigidity reduction rate				
(d)	2 story	$L_x^{[x1]} = 2$ $L_x^{[x2]} = 2$ $L_y^{[y1]} = 2$ $L_y^{[y2]} = 2$		2×10^3		0.4				

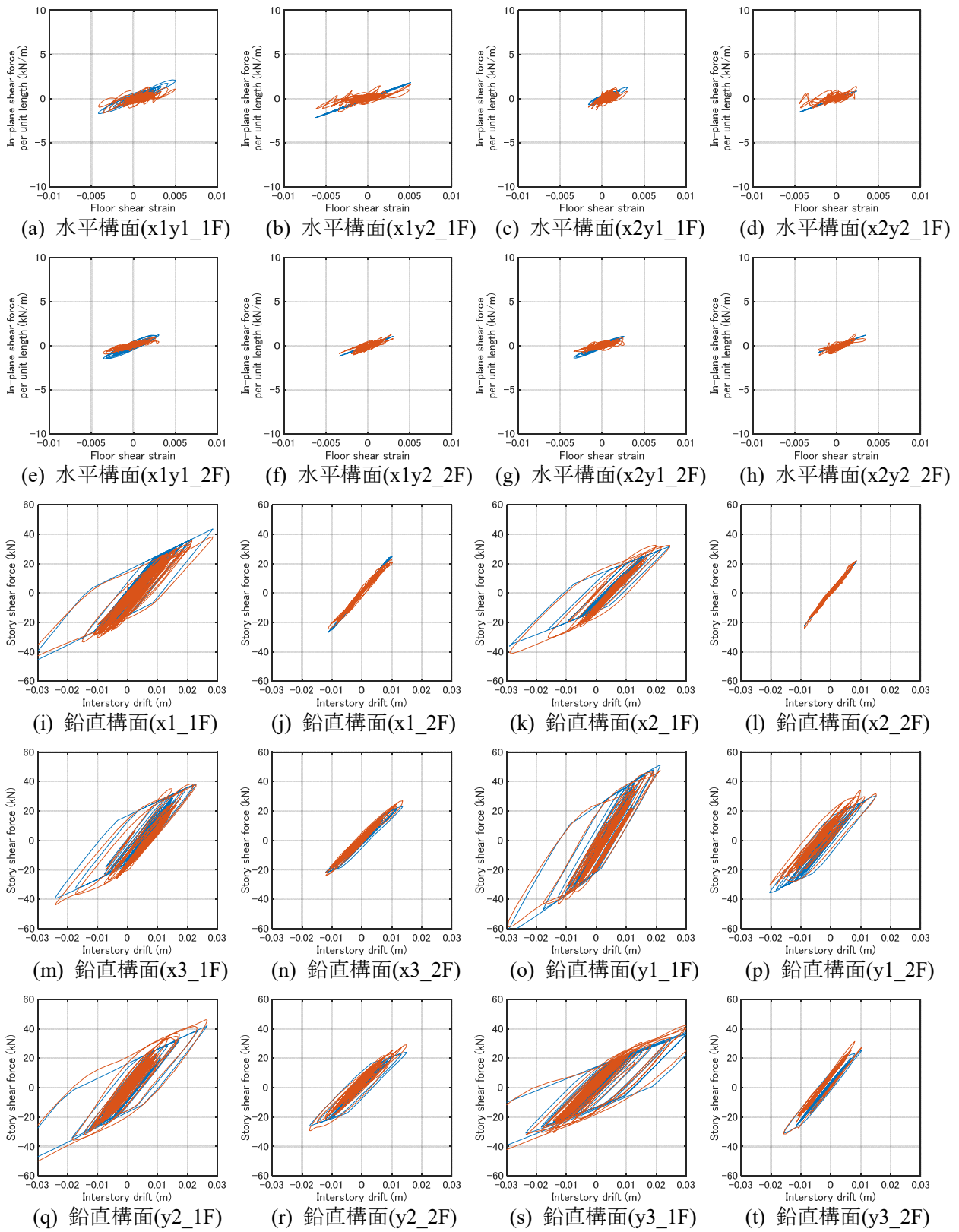
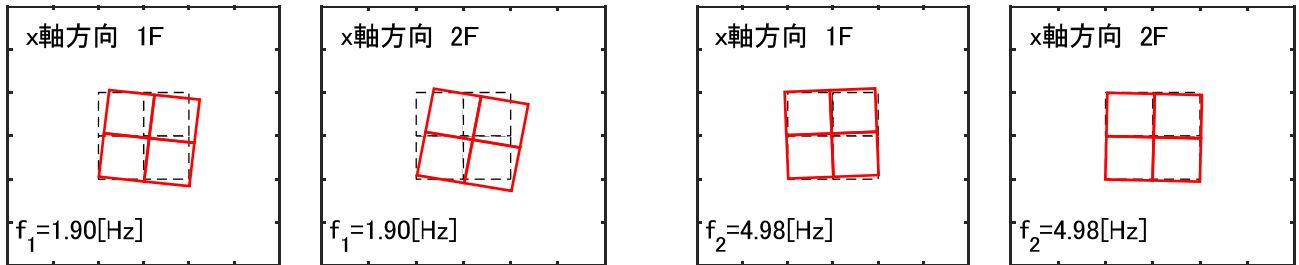
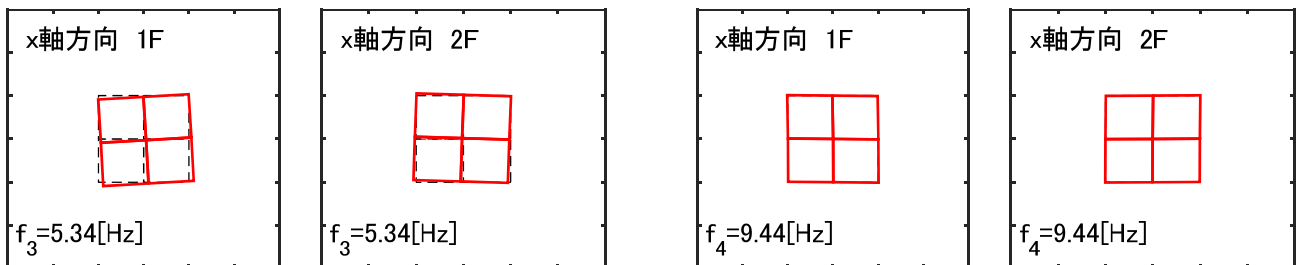


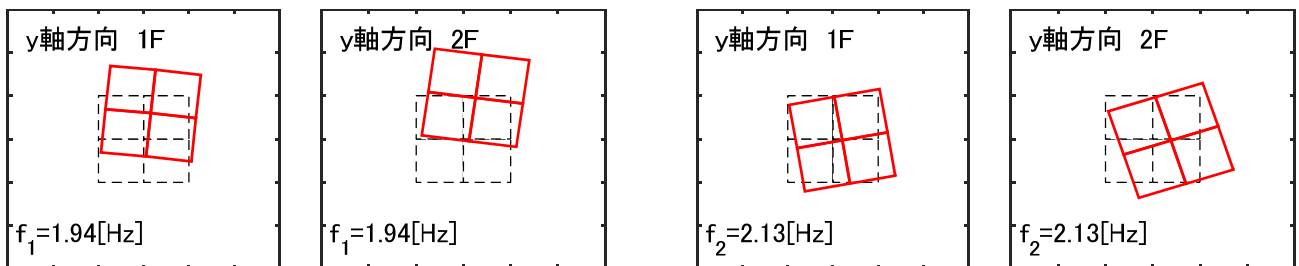
図 5.42 同定結果 (El Centro NS) (横軸: 応答解析による変位)



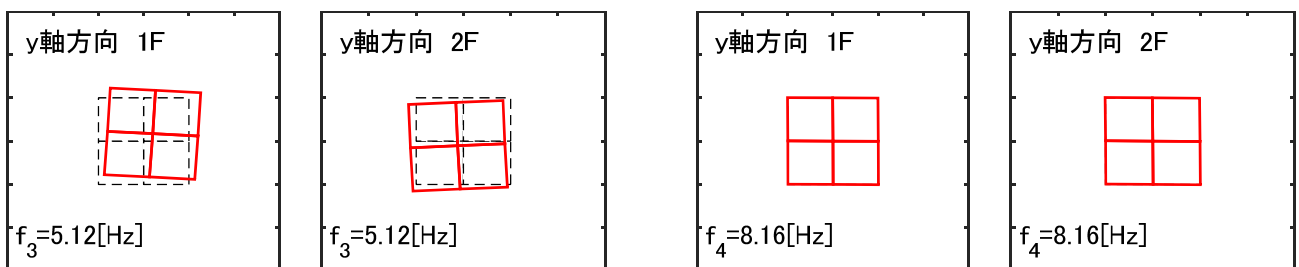
(a) x 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (剛床)



(b) x 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (剛床)

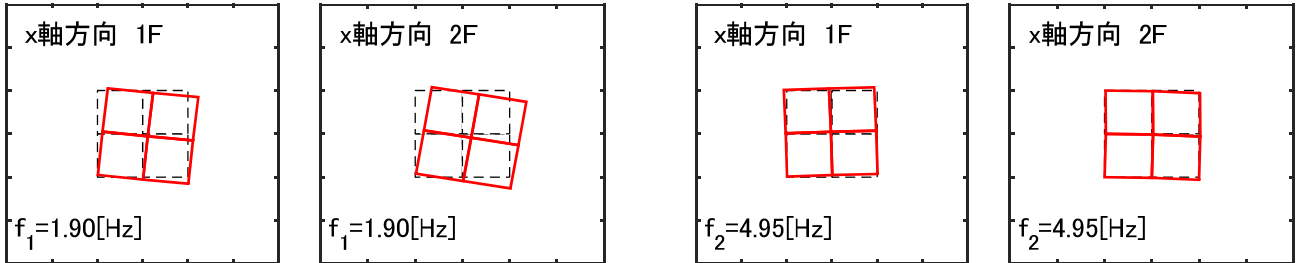


(c) y 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (剛床)

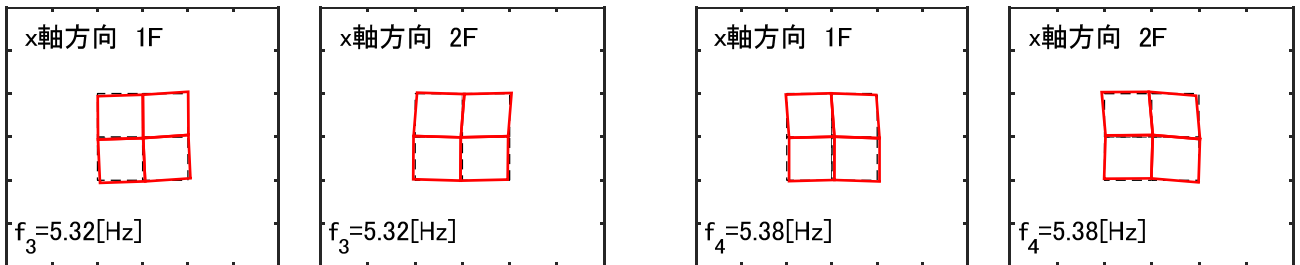


(d) y 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (剛床)

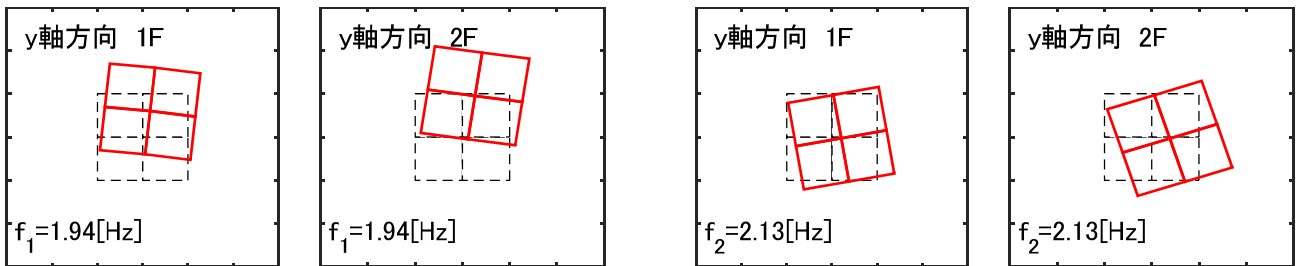
図 5.43 対象モデルの固有モード形状



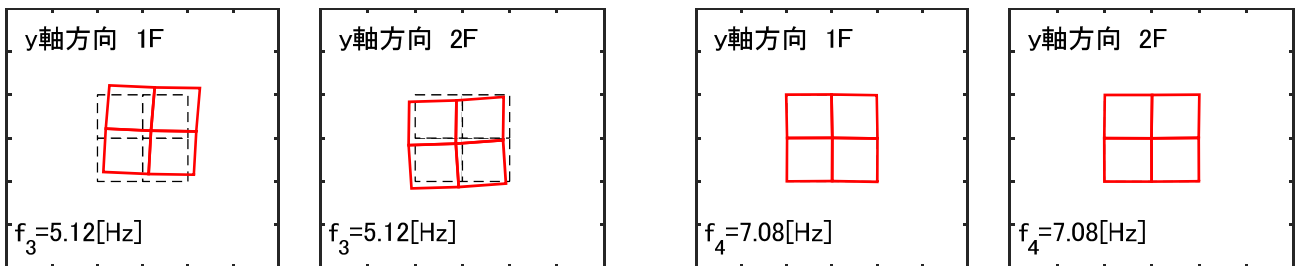
(e) x 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (一部柔床)



(f) x 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (一部柔床)



(g) y 軸方向の 1 次, 2 次固有モード (一部柔床)



(h) y 軸方向の 3 次, 4 次固有モード (一部柔床)

図 5.43 対象モデルの固有モード形状 (続き)

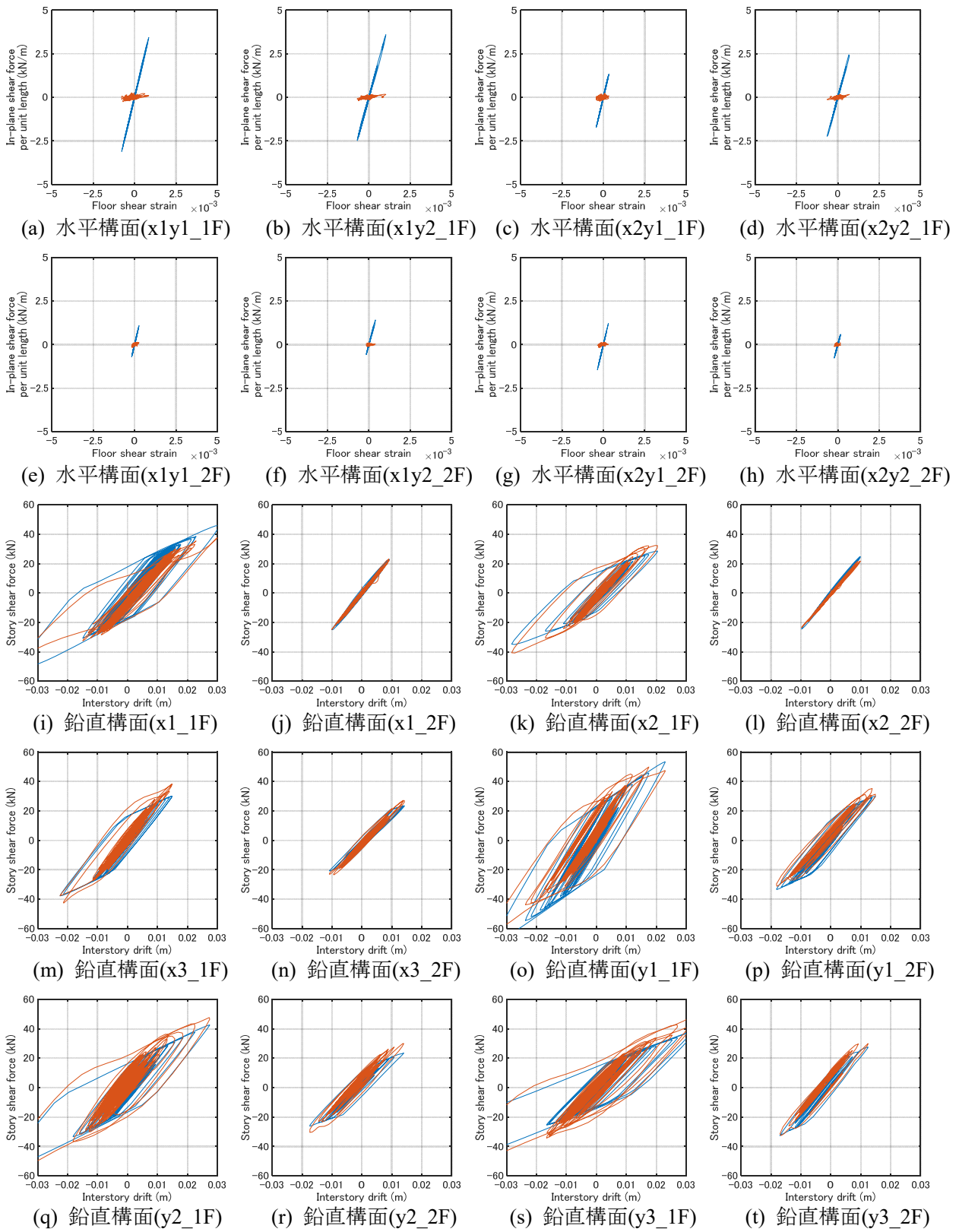


図 5.44 同定結果 (El Centro NS)

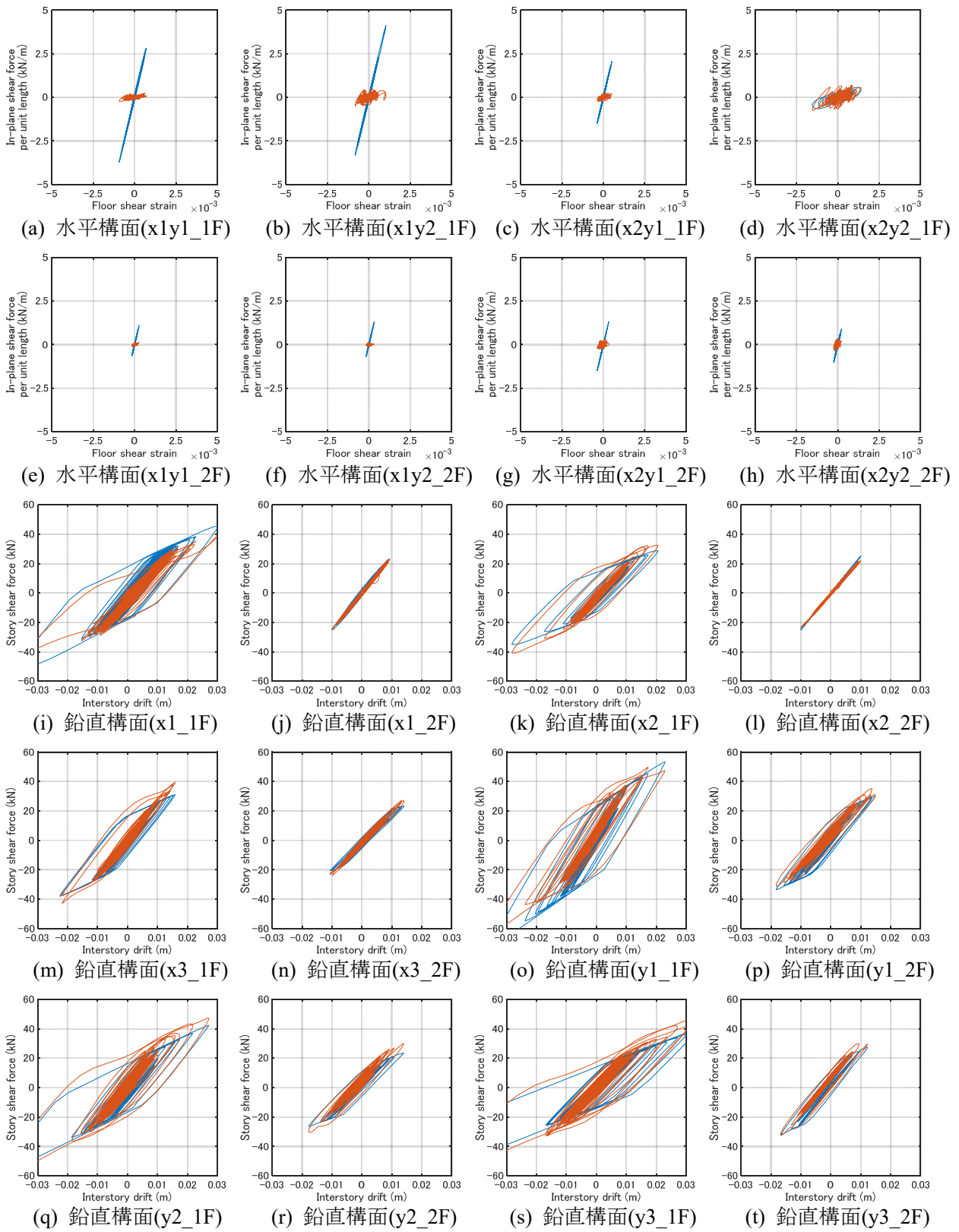


図 5.45 同定結果 (El Centro NS)

(4-ii) 床の降伏せん断ひずみを小さくした場合の検討

床の降伏せん断ひずみを 0.01 から 0.001 と小さくした場合の結果を図 5.46 に示す。床の降伏せん断ひずみを 0.01 とした場合には、床の水平構面は弾性域にとどまり塑性化しないため、正解値と異なるものとなっていたが、0.001 と小さくした場合には早期に降伏するため、正解値と比較的良好に対応する結果となっていることが理解される。

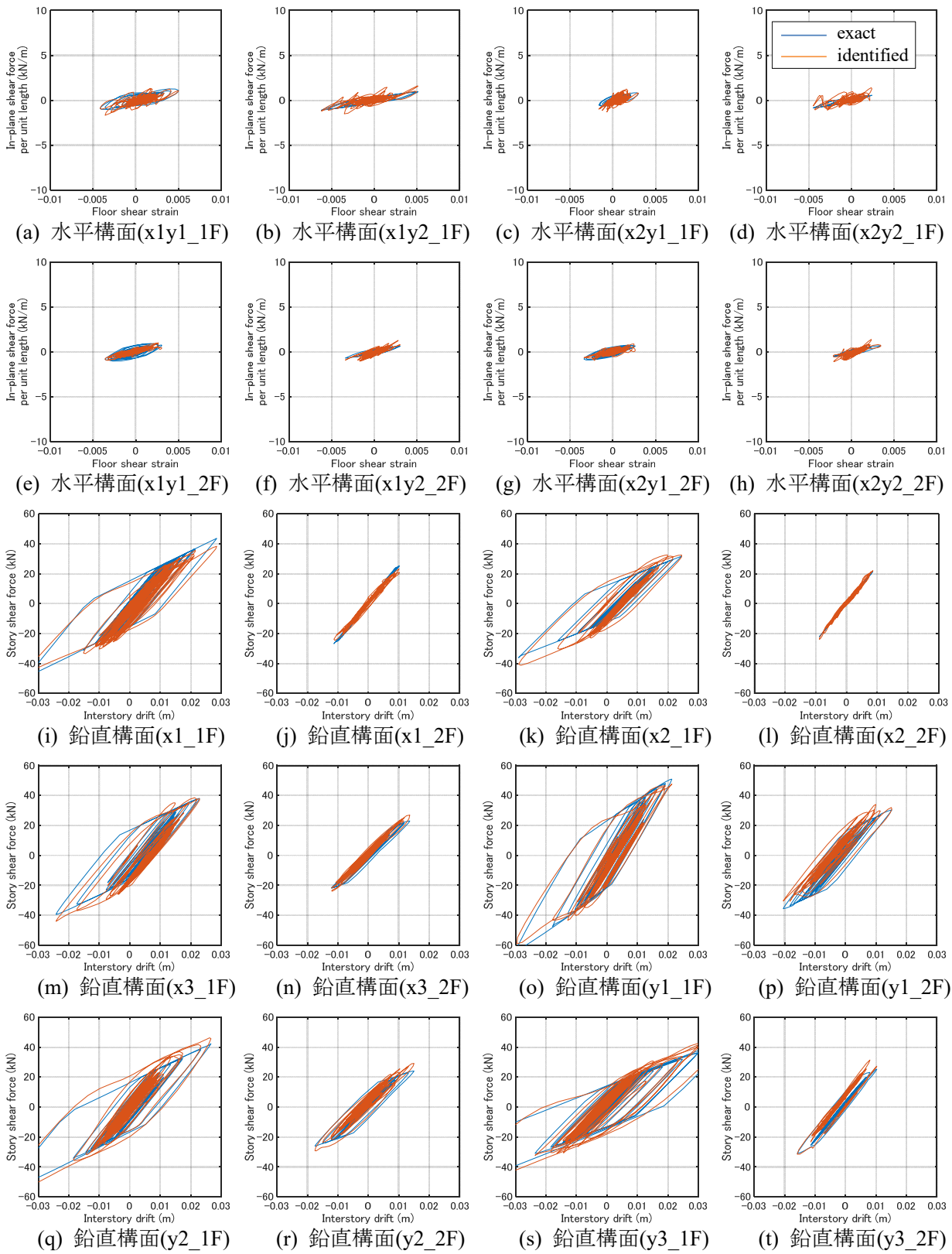


図 5.46 床の降伏せん断ひずみを 0.001 と小さくした場合の同定結果 (El Centro NS)

5.6 まとめ

本章においては前章の手法を拡張し、柔床を有する立体骨組についての非線形システム同定法を提案した。また複数の解析モデルを用いて理論の妥当性の検討を行った。ここでは、地震応答解析により得られた応答加速度データを観測値とする数値例題を実施し、推定精度の検証を行った。以下に要点を示す。

(1) 柔床モデルを対象とした非線形性を考慮した同定法への拡張を行った。前章の推定対象は各構面における剛性及び減衰係数としたが、本手法は各通り鉛直構面における層せん断力及び水平構面における面内せん断力を推定対象とする。以下に特徴を示す。

- ・ 同定に必要な入力値は応答加速度値のみとし、初期値や履歴特性の仮定を必要とせず、各構面のせん断力を一括に推定する。
- ・ 推定対象であるせん断力を周期関数として近似により表現する。
- ・ 同定アルゴリズムにおける近似の都合上、真値のせん断力が長周期成分を多数含む若しくは一定の加力を受けている場合、推定誤差が大きくなると考えられる。

(2) 数値例題により提案した手法の検証を行った。入力地震波の違いによりある程度の精度の差異が見受けられるが、非線形システム同定の妥当性が確認された。以下に知見を示す。

- ・ 鉛直構面要素と比較し水平構面要素の同定精度は安定しない。
- ・ 各通りの構面間の変形量が小さい程、水平構面の面内せん断力の同定精度が低下する傾向がある。
- ・ 入力波の特性による同定精度の大きな変化は確認されない。

(3) 観測値に対しホワイトノイズを付与した検証を行い、一定の精度を保つことが確認された。以下に知見を示す。

- ・ 周期関数への近似がローパスフィルターとして作用するため、ノイズの影響が減少すると考えられる。
- ・ ノイズの影響が少なく、また非線形性の強い応答データ間において相関性が小さいため、前章において用いたノイズ除去処理法は効果が薄い。

(4) 多スパンモデルの検証を行い、一定の同定精度が確認された。以下に知見を示す。

- ・ 一部のみ低剛性鉛直構面を有するモデルを対象とした場合、低剛性鉛直構面要素の同定精度は低下する。
- ・ 水平構面が剛であるモデルを対象とした場合、水平構面要素の同定は困難である。一方、鉛直構面要素に関しては問題なく推定可能である。

- 同一平面状におけるスパンごとに分割された水平構面のうち、一部のみ面内せん断剛性が低い柔床モデルを対象とした場合、鉛直構面要素および柔床要素は同定可能である一方、剛床要素に関する推定が困難である。
- 床の降伏せん断ひずみを 0.01 とした場合には、床の水平構面は弾性域にとどまり塑性化しないため、正解値と異なるものとなるが、0.001 と小さくした場合には早期に降伏するため、正解値と比較的良好に対応する。

[参考文献]

- Brewick, P. T., Masri, S. F., Chassiakos, A. G., and Kosmatopoulos, E. B. (2016). A probabilistic study of the robustness of an adaptive neural estimation method for hysteretic internal forces in nonlinear MDOF systems. *Probabilistic Eng. Mech.*, 45, 140–156.
- Cifuentes, A.O. (1984). *System identification of hysteretic structures*, EERL 84-04, California Institute of Technology.
- 池田芳樹 (2010). 実大4層鉄骨造建物の震動台実験を利用した非線形履歴システム同定法の検証, 日本建築学会技術報告集 第16巻 第34号, 895-898.
- Ikhouance, F. and Rodellar, J. (2007). *Systems with hysteresis: Analysis, identification and control using Bouc-Wen model*, John Wiley & Sons Ltd., Chichester.
- Kitada, Y. (1998). 'Identification of nonlinear structural dynamic systems using wavelets', *J. Engng. Mech.*, ASCE, **124**(10), 1059-1066.
- Kitada, Y. (2000). *Identification of nonlinear structural systems via wavelet transformation*, Ph.D. Thesis, Kyoto University.
- 来田義弘, 中村 豊, 竹脇 出, 上谷宏二 (2000). 非線形システム同定法による高減衰ゴムダンパー力学モデルの構築, 日本建築学会構造系論文集, 第531号, pp63-70.
- Leontaritis, I.J. and Billings, S.A. (1985). Input-output parametric models for nonlinear systems, *Int. J. of Control*, 41, 303-344.
- Li, S. J., Yu, H., and Suzuki, Y. (2004a). Identification of nonlinear hysteretic systems with slip. *Comput. Struct.* 82, 157–165.
- Li, S. J., Suzuki, Y., and Noori, M. (2004b). Improvement of parameter estimation for non-linear hysteretic systems with slip by a fast Bayesian bootstrap filter, *Int. J. Non Linear Mech.* 39, 1435–1445.
- Loh, C.-H. and Chung, S.-T. (1993). A three-stage identification approach for hysteretic systems, *Earthquake Eng and Struct Dyn*, 22(2), 129-150.
- Loss, C, Rossi, S., and Tannert, T. (2018). In-plane stiffness of hybrid steel-cross-laminated timber floor diaphragms, *J. Structural Engineering*, ASCE, 144(8), 04018128.
- Masri, S.F., Miller, R.K., Saud, A.F. and Caughey, T.K. (1987). Identification of nonlinear vibrating structures (Part I, Part II), *J. of Applied Mech.*, ASME, 54, 918-929.
- Masri, S.F., Chassiakos, A.G. and Caughey, T.K. (1993). Identification of nonlinear dynamic systems using neural networks, *J. of Applied Mech.*, ASME, 60, 123-133.
- Pellicciari, M., Marano, G.C., Cuoghi, T., Briseghella, B., Lavorato, D. and Tarantino, A.M. (2018). Parameter identification of degrading and pinched hysteretic systems using a modified Bouc-Wen model, *Structure and Infrastructure Eng*, 14(12), 1573-1585.

- Saadat, S., Buckner, G. D., Furukawa, T., and Noori, M. N. (2004). An intelligent parameter varying (IPV) approach for non-linear system identification of base excited structures. *Int. J. Non Linear Mech.* 39, 993–1004.
- Shintani, K., Yoshitomi, S., Fujita, K. and Takewaki, I. (2019). Stiffness and damping identification for asymmetric building frame with in-plane flexible floors, *Frontiers in Built Environment*, 5: 103.
- Tasbihgoo, F., Caffrey, J. P., and Masri, S. F. (2007). Development of databased model-free representation of non-conservative dissipative systems. *Int. J. Non Linear Mech.* 42, 99–117.
- Toussi, S. and Yao, J.T.P. (1983). Hysteresis identification of existing structures, *J. of Eng. Mech., ASCE*, 109(5), 1189-1202.
- Worden, K. and Manson, G. (2010). On the identification of hysteretic systems, Part I: An Extended evolutionary scheme, *Proc. of the IMAC-XXVIII*, February 1-4, 2010, Jacksonville, Florida USA
- Zhang, J., and Sato, T. (2006). Nonlinear hysteretic structural identification by utilizing on-line support vector regression. *Doboku Gakkai Ronbunshuu A* 62, 312–322.
- 渡辺力, 名取亮, 小国力 (1989). 数値計算ソフトウェア, 丸善, 1989年12月.

6章 結論

本論文では、剛床仮定が成立しない建築構造物の健全性を調べるためのシステム同定問題において、床の面内剛性を考慮した弾性および弾塑性立体建築構造物の地震観測結果を用いた方法を展開することを目的として、最小二乗法に基づく鉛直構面と水平構面（床面）の剛性や減衰係数の物理パラメータ同定手法を展開した。本論文の成果を以下に示す。

第1章では、建築構造物の剛性、減衰、復元力特性等の力学特性の地震動観測結果を利用したシステム同定に関する研究分野の研究動向を調査し、現状の問題点を明らかにした。また、研究目的を述べるとともに、本論文の構成を示している。建築構造物のシステム同定の研究分野においては、比較的安定した特性を有するモーダルパラメータ同定と損傷同定分野や制振分野などでその進展が強く求められている物理パラメータ同定、およびそれらを組み合わせたものが存在することを述べ、物理パラメータ同定においては有力な研究がそれほど多くないことを示している。また、非線形復元力特性に対する研究もその復元力特性タイプが限定されたものが多く、モデルタイプを限定しない一般的な同定手法が強く求められていることを明らかにしている。

第2章では、床の面内剛性が無限大である剛床仮定が成立する立体骨組構造物モデルについて、床の対角線上の2点における水平2方向の地震時観測結果から、水平2方向の複数の鉛直構面の剛性と減衰係数を同時に同定する一括最小二乗法に基づく方法を提案している。本手法の特徴は、剛性偏心位置などの情報を前もって与える必要がないことと、全層の剛性と減衰係数の同時同定が可能である点である。実際の地震時観測結果の代わりに、複数の記録地震波に対する応答解析により求めた加速度データを用いて提案手法の精度とノイズに対する精度低下の影響を明らかにしている。尚、物理実験による提案手法の検証については、4章の振動台実験において実施している。

第3章では、床の面内せん断剛性が有限である場合について（剛床仮定が成立しないモデル）、床の対角線上の2点における水平2方向の地震時観測結果から、水平2方向の複数の鉛直構面の剛性と減衰係数を同時に同定する一括最小二乗法に基づく方法を提案している。実際の地震時観測結果の代わりに、複数の記録地震波に対する応答解析により求めた加速度データを用いて提案手法の精度とノイズに対する精度低下の影響を明らかにしている。数値解析の結果、鉛直構面の剛性・減衰の同定精度に比べて水平床面の同定精度が低下する傾向にあることを明らかにしている。その原因として、鉛直構面の層剛性同定で用いる層の上下の水平変位はある程度大きいものに対して、床面の面内せん断剛性の同定で用いる隣接鉛直構面の相対変形量が小さくなる傾向にあることを示している。また、ノイズによる同定精度の低下を抑制するために特異値分解を用いた方法を提案している。尚、物理実験による

提案手法の検証については、4章の振動台実験において実施している。

第4章では、第3章と同様に、床の面内せん断剛性が有限である場合について（剛床仮定が成立しないモデル）、振動台を用いた模型実験を実施し、上記提案手法の検証を行っている。試験体は土台、柱（鋼棒）、梁（ばね鋼）、天板（アクリル板）、ノード部（鋼製）より構成され、床の面内変形が各鉛直構面の力学特性の同定に及ぼす効果を考慮可能な構造である。実験で用いた試験体の鉛直構面および水平床面のせん断剛性の比較値を求めるために静的な実験を行い、得られた結果からそれぞれの剛性を特定する方法を展開している。また、提案同定手法の本実験結果への適用を可能とするために、ノイズを除去する方法を用いている。提案同定手法は、ここで対象とした限定された範囲ではあるが、剛性については数パーセント程度の誤差で、減衰については少し大きな誤差を含む範囲で同定が可能であることを示している。

第5章では、第3、4章と同様に、床の面内せん断剛性が有限である場合について（剛床仮定が成立しないモデル）、床の面内せん断力時刻歴および各鉛直構面の層せん断力時刻歴をフーリエ展開により近似表現し、そのフーリエ係数から床の面内および鉛直構面の非線形復元力特性を同時に同定する一括最小二乗法に基づく同定法を提案している。提案手法では、鉛直構面数を上回る数の床上の点における水平2方向の応答加速度データを用いており、非線形復元力特性のタイプなどの仮定を行うことが不要である点や、フーリエ級数展開における項数の限定（高次項はノイズの一部と見なし得ると仮定）がノイズ除去効果の役割も果たす点が大きな特徴である。本論文では、バイリニア型（直線型）の復元力特性の場合の例を示しているが、定式化はそのような仮定を必要としないため、今後は他の復元力特性の場合についても精度検証を行う予定である。

第6章では、本論文で得られた成果を要約している。

【業績リスト】

<査読付き論文>

1. K. Shintani, S. Yoshitomi and I. Takewaki, Direct linear system identification method for multi-story three-dimensional building structure with general eccentricity, *Frontiers in Built Environment* (Specialty Section: Earthquake Engineering), Volume 3: Article 17, 2017.
2. K. Shintani, S. Yoshitomi, K. Fujita and I. Takewaki, Stiffness and damping identification for asymmetric building frame with in-plane flexible floors, *Frontiers in Built Environment* (Specialty Section: Earthquake Engineering), Volume 5: Article 103, 2019.
3. K. Shintani, S. Yoshitomi and I. Takewaki, Model-free identification of hysteretic restoring-force characteristic of multi-plane and multi-story frame model with in-plane flexible floor, *Frontiers in Built Environment* (Specialty Section: Earthquake Engineering), Volume 6: Article 48, 2020.

<口頭発表>

1. 新谷謙一郎, 吉富信太, 竹脇 出, 多層多スパン立体せん断型モデルの構面別構造特性の推定法, 日本建築学会近畿支部研究報告集 (構造系), pp145-148, 2018.
2. 新谷謙一郎, 吉富信太, 竹脇 出, 多層多スパン立体せん断型モデルの構面別構造特性の推定法, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造系), pp323-324, 2018.
3. 新谷謙一郎, 藤田皓平, 竹脇 出, 剛床および非剛床の多層立体せん断モデルを対象とする構面別剛性推定の実験による検証, 日本建築学会近畿支部研究報告集 (構造系), pp77-80, 2019.
4. 新谷謙一郎, 藤田皓平, 竹脇 出, 床の面内変形を考慮した立体せん断モデルの構面別システム同定法とその実験による検証, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造系), pp267-268, 2019.
5. 新谷謙一郎, 吉富信太, 藤田皓平, 竹脇 出, 非剛床の立体せん断モデルを対象とする振動計測に基づく構面別非線形復元力特性の推定, 日本建築学会近畿支部研究報告集 (構造系), pp. 229-232, 2020.
6. 新谷謙一郎, 吉富信太, 藤田皓平, 竹脇 出, 床の面内変形を考慮した多層立体せん断モデルを対象とする構面別履歴型復元力特性の同定法, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造系), pp311-312, 2020.