

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	高摩擦弾性すべり支承の摩擦係数の変化を考慮した解析モデルの構築 その2 弾性すべり支承の解析モデルの構築
Title(English)	Analytical Modeling of High Friction Elastic Sliding Bearing Considering Variation of Friction Coefficient Part2 Analytical modeling of elastic sliding bearing
著者(和文)	牧平康也, 佐藤大樹, Alex Shegay, 三須基規, 稲井慎介, 桑素彦, 川又哲也, 石田琢志, 得能将紀, 丸尾純也
Authors(English)	Koya Makihira, Daiki Sato, Shegay Alex, Motoki Misu, Shinsuke Inai, Motohiko Kuwa, Tetsuya Kawamata, Takushi Ishida, Masaki Tokuno, Junya Maruo
出典 / Citation	日本建築学会関東支部研究報告集, , , pp. 389-392
Citation(English)	, , , pp. 389-392
発行日 / Pub. date	2024, 3
権利情報	一般社団法人 日本建築学会

高摩擦弾性すべり支承の摩擦係数の変化を考慮した解析モデルの構築

その2 弾性すべり支承の解析モデルの構築

構造—振動

高層免震建物 高摩擦弾性すべり支承
変位制御加振実験 摩擦係数 低速度領域

正会員 ○ 牧平康也*1

〃 Alex Shegay*3

〃 稲井慎介*5

〃 川又哲也*6

〃 得能将紀*6

正会員 佐藤大樹*2

〃 三須基規*4

〃 桑素彦*6

〃 石田琢志*7

〃 丸尾純也*5

1 はじめに

本報その1では、加振条件を統一したすべり材実験から文献1)と同様に摩擦係数の速度・面圧依存性を構築することで式の改良を行い、その結果を用いてすべり材の解析モデルを構築した。また、そのモデルに対して変位制御解析を行い、すべり材実験結果と比較することで、構築したモデルがすべり材を精度良く再現出来ていることを示した。

本報その2では、非線形2要素モデルを基に速度・面圧依存性を考慮した弾性すべり支承の解析モデル(以下、非線形3要素モデル)を提案する。また、そのモデルに対して変位制御解析を行い、弾性すべり支承の縮小試験体を用いた加振実験(以下、弾性すべり支承実験)の結果と比較することで、非線形3要素モデルが弾性すべり支承を精度良く再現出来ていることを示す。

2 非線形3要素モデルの提案

2.1 解析モデルの構築

本報その1で述べたように耐震設計においては摩擦係数が一定となる速度領域を対象としているため、弾性すべり支承はすべり材を剛塑性ばねで、積層ゴムを弾性ばねでそれぞれ表現してモデル化されることが多い²⁾。一方、本論文では低速度領域を対象としているため、図1に示すような、2章で提案した非線形2要素モデルと、積層ゴムを表現する弾性ばねを直列にした非線形3要素モデルを提案する。

図1に非線形3要素モデルの模式図を、図2にすべり材の F_S-v_S 関係を、図3に積層ゴムの F_E-u_E 関係をそれぞれ示す。なお、 K_E 、 F_{F0} 、 u_E はそれぞれ積層ゴムの剛性、荷重、変位を表す。

2.2 非線形3要素モデルの解析アルゴリズム

構築した非線形3要素モデルに対して、2章同様に変位制御解析を行うことで弾性すべり支承を模擬出来ていることを確認する。筆者らは、過去に非線形3要素モデルを

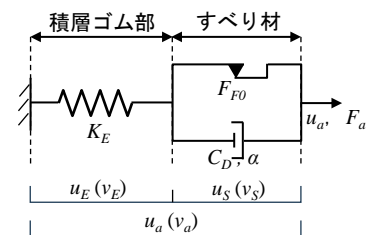


図1 非線形3要素モデルの模式図

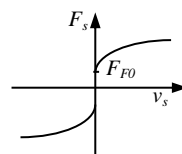


図2 すべり材の $F_S - v_S$ 関係

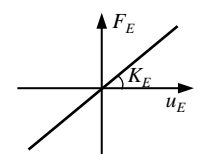


図3 積層ゴムの $F_E - u_E$ 関係

用いた高層免震建物に対する時刻歴風応答解析を行って³⁾。しかし、このモデルはすべり材を表す非線形2要素モデル(その1図8)を、1次剛性を極めて高く(2次剛性を極めて低く)した弾塑性ばねと、非線形粘性ダンパーの並列でモデル化し、かつ積層ゴムを表す弾性ばねと非線形2要素モデルを直列に結合する際の節点(中間節点)には質量を設定する必要があったため、解析的に不安定になりやすいことがわかった。そのため本節では、非線形3要素モデルを中間節点の無い1要素として解くことができる解析アルゴリズムを提案する。

2.2.1 構成則

非線形3要素モデルにおける、適合条件および各要素の構成則を式(1)~(4)に示す。なお、 v_E はゴムの変形速度、 v_a は非線形3要素モデル全体の変位速度を表す。

$$F_S(t) = \text{sgn}(v_S(t))(F_{F0} + C_D |v_S(t)|^\alpha) \quad (1)$$

$$F_E(t) = K_E u_E(t) \quad (2)$$

$$u_S(t) + u_E(t) = u_a(t) \quad (3)$$

$$v_S(t) + v_E(t) = v_a(t) \quad (4)$$

非線形3要素モデルはゴム部材とすべり材を直列につな

いでいるため、荷重に対して以下の等式が成り立つ。

$$F_a(t) = F_E(a) = F_S(a) \quad (5)$$

よって、式(1), (2)はそれぞれ以下のように変形できる。

$$F_a(t) = \text{sgn}(v_S(t))(F_{F0} + C_d|v_S(t)|^\alpha) \quad (6)$$

$$F_a(t) = K_E u_E(t) \quad (7)$$

式(6)を変形すると、以下のようになる。

$$\frac{F_a(t) - \text{sgn}(v_S(t))F_{F0}}{C_d} = \text{sgn}(v_S(t))|v_S(t)|^\alpha \quad (8)$$

$$\frac{F_a(t) - \text{sgn}(v_S(t))F_{F0}}{C_d} \text{sgn}(v_S(t)) = |v_S(t)|^\alpha \quad (9)$$

さらに、 v_S と F_S の正負は常に一致するため、式(9)は以下のように変形できる。

$$|v_S(t)|^\alpha = \text{sgn}(F_a(t)) \frac{F_a(t) - \text{sgn}(F_a(t))F_{F0}}{C_d} \quad (10)$$

$$v_S = \text{sgn}(F_a(t)) \left(\frac{F_a(t) - \text{sgn}(F_a(t))F_{F0}}{C_d} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad (11)$$

式(7)を u_E について解き、両辺 t について微分すると以下の式が得られる。

$$v_E(t) = \frac{\dot{F}_a(t)}{K_E} \quad (12)$$

式(11), (12)を式(5)に代入すると式(13)が得られる。

$$v_a(t) = \frac{\dot{F}_a(t)}{K_E} + \text{sgn}(F_a(t)) \left\{ \frac{|F_a(t) - \text{sgn}(F_a(t))F_{F0}|}{C_d} \right\}^{\frac{1}{\alpha}} \quad (13)$$

式(13)を $\dot{F}_a(t)$ について解くと式(14)が得られる。

$$\dot{F}_a(t_n) = \left\{ \begin{array}{l} v_a(t_n) \\ -\text{sgn}(F_a(t_n)) \left(\frac{|F_a(t_n) - \text{sgn}(F_a(t_n))F_{F0}|}{C_d} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \end{array} \right\} K_E \quad (14)$$

2.2.2. Runge-Kutta 法による数値解析アルゴリズム

図4に Runge-Kutta 法の概要図を示す。また、式(15)~(19)にそれぞれ $\dot{y}(t) = f(y, t)$ の解を計算する式を示す。Runge-Kutta 法は、4つの勾配の加重平均を用いて微分方程式を解く手法であり、4次の Taylor 展開と同じ精度の解を得ることができる。

$$y_{n+1} = y_n + \frac{1}{6}(k_0 + 2k_1 + 2k_2 + k_3) \quad (15)$$

$$k_0 = \Delta t f(y_n, t_n) \quad (16)$$

$$k_1 = \Delta t f(y_n + k_0/2, t_n + \Delta t/2) \quad (17)$$

$$k_2 = \Delta t f(y_n + k_1/2, t_n + \Delta t/2) \quad (18)$$

$$k_3 = \Delta t f(y_n + k_2, t_n + \Delta t) \quad (19)$$

式(14)に式(15)~(19)の関係を適用したものが式(20)であり、これが非線形 3 要素モデルにおける数値計算アルゴリズムとなる。

$$F_a(t_{n+1}) = F_a(t_n) + \frac{1}{6}(k_0(t_n) + 2k_1(t_n) + 2k_2(t_n) + k_3(t_n)) \quad (20)$$

ここで $k_0 \sim k_3$ については式(21)~(24)によって表される。

$$k_0 = \{v_a(t_n) - G(A_0)\}\Delta t K_E \quad (21)$$

$$k_1 = \left\{v_a\left(t_n + \frac{\Delta t}{2}\right) - G(A_1)\right\}\Delta t K_E \quad (22)$$

$$k_2 = \left\{v_a\left(t_n + \frac{\Delta t}{2}\right) - G(A_2)\right\}\Delta t K_E \quad (23)$$

$$k_3 = \{v_a(t_n + \Delta t) - G(A_3)\}\Delta t K_E \quad (24)$$

ここで $A_0 \sim A_3$ および $G(A_n)$ については式(25)~(29)によって表される。

$$A_0 = F_a(t_n) \quad (25)$$

$$A_1 = F_a(t_n) + \frac{k_0}{2} \quad (26)$$

$$A_2 = F_a(t_n) + \frac{k_1}{2} \quad (27)$$

$$A_3 = F_a(t_n) + k_2 \quad (28)$$

$$G(A_n) = \text{sgn}(A_n) \left\{ \frac{|A_n - \text{sgn}(A_n)F_{F0}|}{C_d} \right\}^{\frac{1}{\alpha}} \quad (29)$$

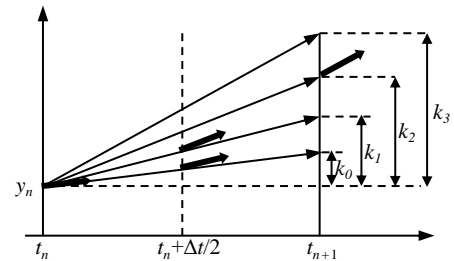


図4 Runge-Kutta 法の概要図

3 弾性すべり支承実験概要

図5に弾性すべり支承実験の試験機セットアップを、図6に試験体詳細をそれぞれ示す。試験体のすべり材には2章と同様に直径90mmの充填剤入りPTFEを、試験体のゴム部材には総厚4mm、水平剛性 $K_E = 10.3 \text{ kN/cm}$ の天然ゴム系積層ゴムをそれぞれ用いた。試験機セットアップに関してはすべり材実験と同様にして行った。なお、 K_E は実験結果から算出した値である。

計測項目として、すべり材実験(その1)と同様にアクチュエーター変位 u_a 、荷重 F_a 、軸力 N_{ES} 、すべり材の温度

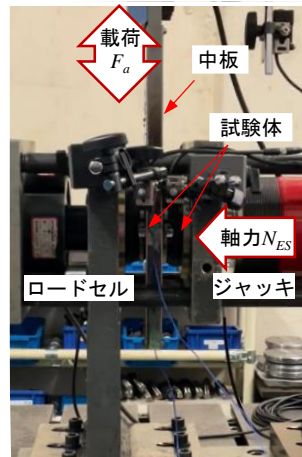


図5 弾性すべり支承実験 セットアップ

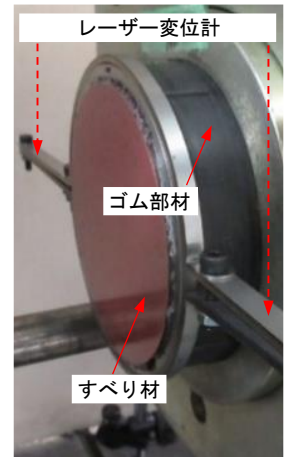


図6 弾性すべり支承実験 試験体詳細

θ_S を計測した。さらに、弾性すべり支承実験ではゴム変形 u_E を追加で計測した。 u_E についてはジャッキ側の試験体とロードセル側の試験体それぞれに対して、試験体の左右から伸びている鋼製ターゲットにレーザー変位計を当てることで測定しており、計4点を計測した(図6)。本実験では、ロードセル側の試験体で測定した2つのデータを平均したものを全体の u_E とした。

本実験では弾性すべり支承の荷重 F_{ES} 、すべり材のすべり板に対する相対変位 u_S (以下、すべり材の相対変位)をそれぞれ式(30)~(31)によって算出した。なお、弾性すべり支承実験において弾性すべり支承変位 u_{ES} はアクチュエーター変位 u_a と等しい。

$$F_{ES}(t) = 0.5F_a(t) \quad (30)$$

$$u_S(t) = u_a(t) - u_E(t) \quad (31)$$

表1に弾性すべり支承実験における加振条件を示す。実験は全て変位制御で行った。本実験は、2章で構築した非線形3要素モデルが実現現象を正確に模擬できているかを確認することを目的としている。すべり材実験と同様に、速度および面圧の値を変化させた複数の加振条件を設定した。最大速度をパラメータとして設定し、範囲は0.1 cm/sから2.0 cm/sまでとした。面圧 σ_{ES} は10 MPaから30 MPaまで、10 MPa刻みで設定した。アクチュエーターの目標最大変位(振幅)およびサイクル数は共通とし、これらを組み合わせた。また、波形を変えても同様の結果が得られることを確認するため、加振は一度全て正弦波で行った後、一部の条件に関しては三角波での加振も行った。さらに、計測の採取間隔は1サイクル当たり100点前後となるように設定した。なお、振幅の値に関してはどの加振条件においても弾性すべり支承がすべり出すように設定した。式(7)を基にすべり材の荷重を算出し、その値をゴム剛性で除すことによって、すべり出し変位の値を求めることができる。ここで、荷重が最も大きいDC-⑥-4におけるすべり出

表1 弾性すべり支承実験の加振条件一覧

実験名	波形	振幅 [cm]	面圧 [MPa]	サイクル数	最大速度 [cm/s]
DC-④-1	正弦波	±2.0	10	4	0.1
DC-④-2					0.5
DC-④-3					1.0
DC-④-4					2.0
DC-⑤-1	正弦波	±2.0	20	4	0.1
DC-⑤-2					0.5
DC-⑤-3					1.0
DC-⑤-4					2.0
DC-⑥-1	正弦波	±2.0	30	4	0.1
DC-⑥-2					0.5
DC-⑥-3					1.0
DC-⑥-4					2.0
DC-⑦-1	三角波	±2.0	10	4	0.1
DC-⑦-2					1.0
DC-⑦-3			20	4	0.1
DC-⑦-4					1.0
DC-⑦-5			30	4	0.1
DC-⑦-6					1.0

し変位の値を算出すると1.67cmとなるため、この値を上回るように振幅を設定することで、弾性すべり支承が必ず摺動する。

4 非線形3要素モデルの精度検証

4.1 正弦波加振実験との比較

2章で構築した非線形3要素モデルの妥当性を検討する。本節では正弦波加振実験結果(DC-④-1~DC-⑥-4)により得られた u_{ES} を用いて変位制御解析を行った。図7に実験結果と変位制御解析結果を比較した履歴曲線を示す。非線形3要素モデルを用いた解析は高面圧時を除き実現現象を精度よく模擬出来ていることが確認された。また、実験と解析の比較を1サイクルのエネルギー吸収量で比較した結果を図8に示す。ここでは3サイクル目におけるエネルギー吸収量の累計値を算出し、実験結果から得られた値を W_{ae} 、解析結果から得られた値を W_{aa} とする。それぞれのエネルギー吸収量の誤差率は高面圧時を含めすべて15%未満に収まっており、非線形3要素モデルは弾性すべり支承を精度よく模擬出来ていることが定量的に示された。

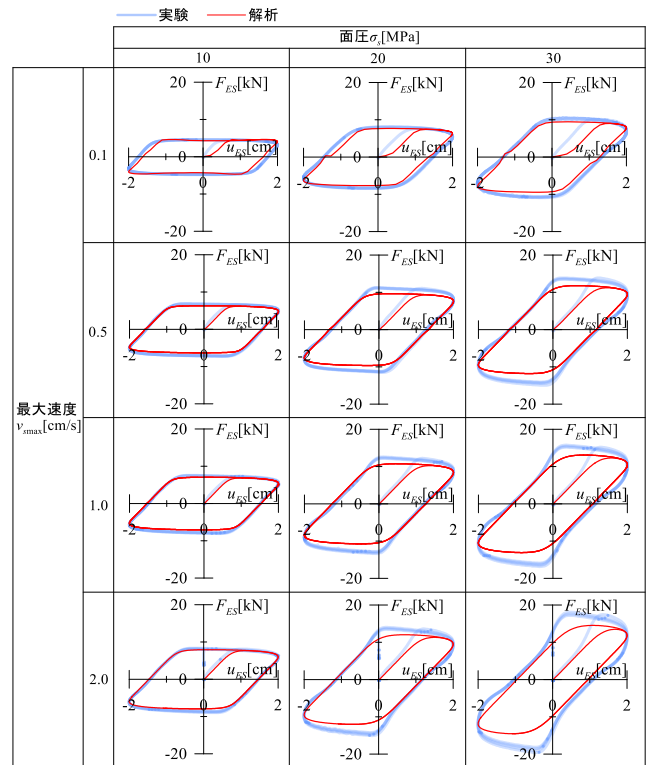


図7 弾性すべり支承実験と非線形3要素モデル解析の $F_{ES} - u_{ES}$ 関係比較 (正弦波)

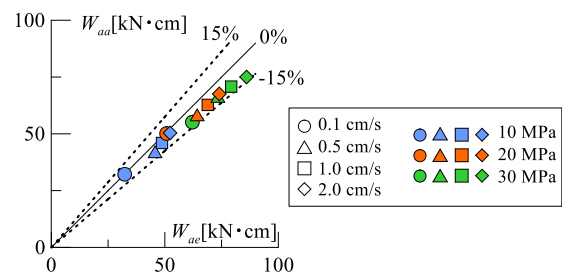


図8 実験と解析のエネルギー吸収量比較 (正弦波)

さらに、図 9(a), (b)に解析より得られた u_a , u_E および u_S の例として DC-④-2 および DC-⑤-3 (表 1) の結果を実験結果と合わせて示す。図より、非線形 3 要素モデルによる解析ではそれぞれの部材の変形も正しく算出されていることが確認できる。

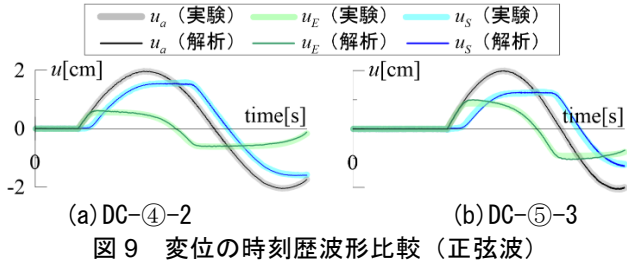


図 9 変位の時刻歴波形比較 (正弦波)

4.2 三角波加振実験との比較

本節では三角波加振実験結果 (DC-⑦-1~DC-⑦-6) により得られた u_{ES} を用いて変位制御解析を行った。図 10 に実験結果と変位制御解析結果を比較した履歴曲線を示す。前節と同様に、非線形 3 要素モデルを用いた解析は高面圧時を除き実現象を精度良く再現出来ていることが確認された。また、実験と解析の比較を 1 サイクルのエネルギー吸収量で比較した結果を図 11 に示す。それぞれのエネルギー吸収量の誤差率は高面圧時含めすべて 15% 未満に収まっており、非線形 3 要素モデルは弾性すべり支承を精度良く再現出来ていることが定量的に示された。

さらに、図 12(a), (b)に解析より得られた u_a , u_E および u_S の例として DC-⑦-1 および DC-⑦-4 (表 1) の結果を実験結果と合わせて示す。図より、非線形 3 要素モデルによる解析では三角波においてもそれぞれの部材の変形が正しく算出されていることが確認できる。

5 まとめ

本報ではすべり材の摩擦係数の速度・面圧依存性を改良した上で、式を組み込んだ弾性すべり支承解析モデルを提案し、設計において摩擦係数の速度依存性を考慮できるようにした。以下に得られた知見をまとめる。

- 1) 加振条件を統一したすべり材実験の結果から、文献 1) における速度・面圧依存性を改良した。
- 2) 改良した速度・面圧依存性を元に、すべり材を剛塑性ばねおよびダッシュポットの並列結合で模擬した非線形 2 要素モデルを構築した。さらに、非線形 2 要素モデルに対する変位制御解析とすべり材実験結果を比較することで、非線形 2 要素モデルがすべり材を精

度良く再現出来ていることを確認した。

- 3) 非線形 2 要素モデルに弾性ばねを直列につないだ弾性すべり支承の非線形 3 要素モデルを構築した。さらに、非線形 3 要素モデルに対する変位制御解析と弾性すべり支承実験結果を比較することで、非線形 3 要素モデルが弾性すべり支承を精度良く再現出来ていることを確認した。

参考文献

- 1) 牧平康也, 佐藤大樹, Alex Shegay, 三須基規, 稲井慎介, 石田琢志, 丸尾純也, 二村夏樹: 高摩擦弾性すべり支承の耐風領域における摩擦特性の検討 その 2 すべり材実験結果を用いた摩擦係数の速度および面圧依存式の構築, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造-II, pp.435-436, 2023.7
- 2) 日本免震構造協会: 免震部材標準品リスト 2023, 2023.5
- 3) 牧平康也, 佐藤大樹, Alex Shegay, 三須基規, 稲井慎介, 石田琢志, 丸尾純也: 高摩擦弾性すべり支承の速度依存性が高層免震建物の風応答に及ぼす影響, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造-II, pp.711-712, 2022.7

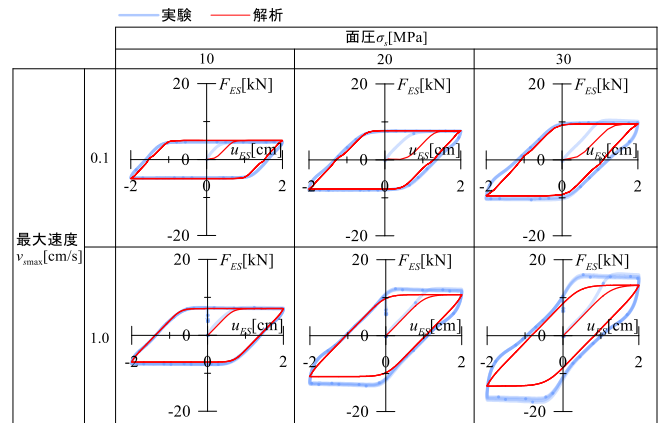


図 10 弾性すべり支承実験と非線形 3 要素モデル解析の F_{ES} - U_{ES} 関係比較 (三角波)

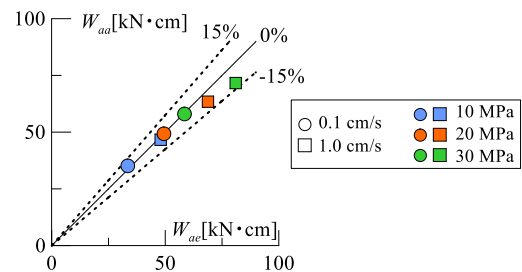


図 11 実験と解析のエネルギー吸収量比較 (三角波)

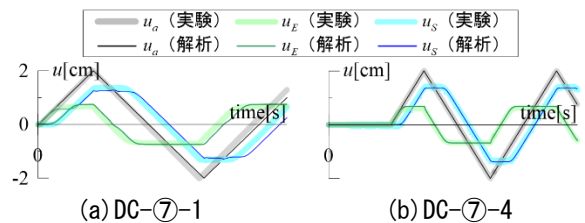


図 12 変位の時刻歴波形比較 (三角波)

*1 東京工業大学環境・社会理工学院 大学院生

*2 東京工業大学 科学技術創成研究院 准教授・博士 (工学)

*3 オークランド大学 講師・Ph.D.

*4 SWCC 株式会社

*5 戸田建設株式会社 技術研究所

*6 戸田建設株式会社 構造設計部

*7 元戸田建設株式会社 技術研究所

Grad.Student, School of Environment and Society, Tokyo Institute of Technology

Associate Professor, IIR, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Lecturer, University of Auckland, Ph.D.

SWCC Corporation

Technology Research Institute, TODA Corporation

Structural Design Department, TODA Corporation

Technology Research Institute, Formerly of TODA Corporation