

# せん断と曲げモーメントを負担する置屋根体育館支承部の復元力特性に関する研究 NONLINEAR RESTORING FORCE CHARACTERISTICS OF CONVENTIONAL ROOF BEARINGS SUBJECTED TO MOMENT AND SHEAR

緒方 宏征<sup>\*1</sup>, 山下 哲郎<sup>\*2</sup>, 竹内 徹<sup>\*3</sup>, 寺澤 友貴<sup>\*4</sup>

*Hiroyuki OGATA, Tetsuo YAMASHITA, Toru TAKEUCHI  
 and Yuki TERAZAWA*

In 2011, many roof bearings in large span facilities were damaged severely by the Pacific coast of Tohoku earthquake. Some of them were designed as slide bearings to release the thrust caused by the weight of roof. In ball-jointed system truss roof, bearings are subjected to horizontal movement and rotation since the roof structure has insufficient bending stiffness. In this study, we conducted the cyclic loading tests on conventional roof bearings and analyzed the observed behavior. In addition, we derived functions which express horizontal force in relation to horizontal displacement and rotation and verified by comparing with the test results.

**Keywords :** Long span gymnasium, Slide bearing, PTFE sheet, Anchor bolt, Restoring characteristics, Generalized plastic hinge theory

置屋根体育館, スライド支承, PTFE シート, アンカーボルト, 復元力特性, 一般化塑性ヒンジ理論

## 1. はじめに

2011年に発生した東北地方太平洋沖地震では、RC造のフレームの上に鉄骨大スパン屋根構造が載った置屋根体育館の支承部(図1)にモルタル粉砕、アンカーボルトの伸びや破断等の被害が多発した<sup>1)</sup>。また2016年に発生した熊本地震では、トラス屋根部材の破断や落下等の被害が発生した<sup>2)</sup>。これらの体育館では、隅部にモルタルの上に直接ベースプレートが載った支承部(固定支承(図2(a)))、辺部に屋根版自重によるスラストを逃す等のためにベースプレートとモルタルの間にスライド機構を設けボルト孔をルーズホールとした支承部(スライド支承(図2(b)))を使用することが多い。

水平地震力が屋根に作用すると仮定したとき、水平地震力の作用線からRC下部構造上面間の偏心距離による偏心モーメントが生じる。鉄骨フレームの屋根のように高い回転剛性を持つ屋根構造の場合、偏心モーメントを屋根構造で負担できるため支承部の応力はせん断力が支配的となる(図3(a))。このような支承部の破壊メカニズムは文献3)4)での実験的研究により明らかにされている。

一方、ボールジョイントの立体トラス構造では屋根構造の回転剛性が低い場合偏心モーメントを支承部で負担すると考えられ、支配応力はせん断力と曲げモーメントである(図3(b))。文献5)での実験的研究により、せん断と曲げを負担する支承部のうち固定支承の場合は露出柱脚と同様の挙動になり、回転のみ着目することで破壊メカニズムを推定できているが、スライド支承に関する分析が不十分である。スライド支承は露出柱脚とは異なり、スライド機構により摩擦が低減されているため大きな水平変位が生じ、かつ回転しながら耐力が上昇

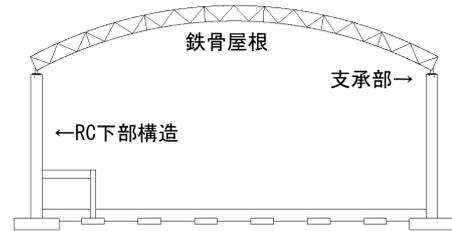
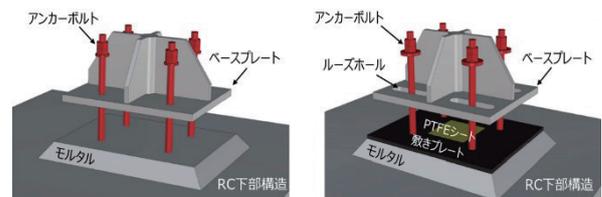
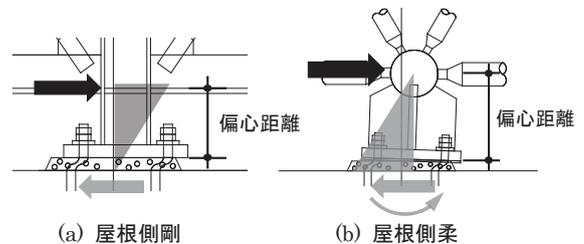


図1 置屋根体育館



(a) 固定支承 (b) スライド支承  
 図2 支承部形式



(a) 屋根側剛 (b) 屋根側柔  
 図3 モーメント分布

<sup>\*1</sup> 元 工学院大学大学院建築学専攻大学院生 修士(工学)

<sup>\*2</sup> 工学院大学建築学部 教授・博士(工学)

<sup>\*3</sup> 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

<sup>\*4</sup> 東京工業大学建築学系 助教・博士(工学)

Former Grad. Student, Architecture Program in Graduate School, Kogakuin University, M.Eng. Prof., School of Architecture, Kogakuin University, Dr.Eng.

Prof. Dept., of Arch. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

Assist. Dept., of Arch. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

する。このような支承部の水平変位と回転により、屋根の下弦材との節点の水平変位が大きくなり、屋根の応答に影響する可能性があるが、支承部における水平荷重、回転角、水平変位の関係を定量化した先行研究は未だ見られない。したがって本研究では、屋根構造の回転剛性の低いスライド支承部の繰り返し加力実験を行い、それらの結果をもとに破壊メカニズムの解明、および回転と水平移動を考慮した骨格曲線の定式化を目的とする。

2. 実験概要

2.1 せん断と曲げを負担する支承部の繰り返し加力実験

市民体育館や学校体育館などのシステムトラス屋根を有する置屋根構造を参考に、梁間 30m、桁行 42m のトラス屋根を想定する。桁行方向 7m おきに支承部が配置されている場合、桁行方向に位置する支承部の負担面積は 7m×15m となる。屋根重量を 0.7kN/m<sup>2</sup> とすると、1 か所あたり約 70kN の鉛直荷重を負担する。

(1) 実験装置

図 4 に実験装置を示す。RC ボックスは PC 鋼棒で床に固定されている。上方の鉛直加力用ジャッキで一定の鉛直荷重 70kN を与えつつ、水平加力用油圧ジャッキでベースプレートに偏心を伴う繰り返しせん断力を与え、アンカーボルトがせん断力及び偏心モーメントを負担する支承部を再現した。

表 1 に試験体概要を示す。一般的なスライド支承のディテールに従い、アンカーボルトを埋め込んだ RC ボックスにモルタルを打設し、その上にベースプレートとスライド機構を設置する。モルタル厚さの変化による挙動の違いを観察するために、標準的な 50mm より厚い 70mm(S-70)と薄い 30mm(S-30)とした。モルタル上面から加力芯までの距離を偏心距離とし(図 4)、両試験体とも 350mm とする。

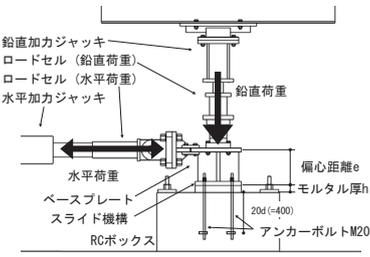


図 4 実験装置

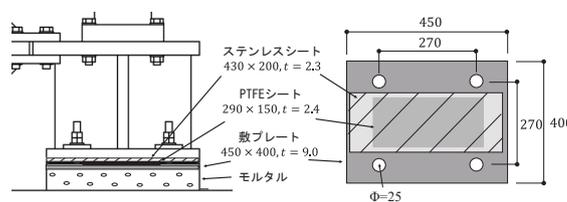


図 5 スライド機構詳細

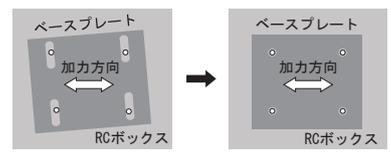


図 7 不安定移動と回転の防止

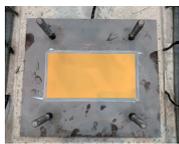


図 6 PTFE シートと敷プレート

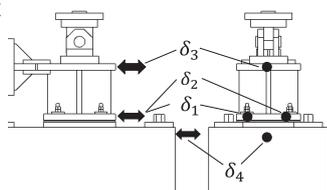


図 8 変位計位置

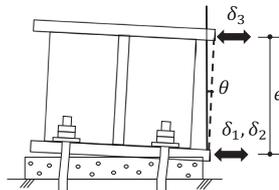


図 9 支承部回転角

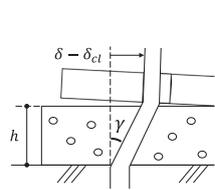


図 10 せん断変形角

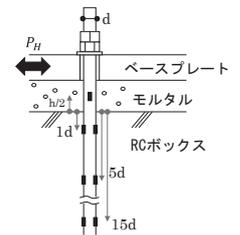


図 11 ひずみゲージ位置

表 1 試験体概要

	偏心距離	モルタル厚
	mm	mm
S-70	350	70
S-30	350	30

表 3 材料強度

	材齢	圧縮強度	引張強度
	日	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
コンクリート	28	28.5	2.87
モルタル	14	42.0	2.97

表 2 アンカーボルトの機械的性質

	降伏強度	引張強度	伸び	降伏比
	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	%
ABR400	342	494	35	69

アンカーボルトは ABR400 規格の転造ねじを使用し、有効埋め込み深さは呼び径 d の 20 倍とした。表 2 にアンカーボルトの機械的性質を、表 3 にコンクリートとモルタルの強度を示す。

図 5 にベースプレートおよびスライド機構の詳細を示す。PTFE シート(フッ素樹脂: Poly-Tetra-Fluoro-Ethylene) が接着された敷プレート(SS400, 図 6)がモルタル上に置かれ、底面にステンレスシートが溶接されたベースプレートが載る。敷プレートの孔径はアンカーボルト孔径+5mm である。スライド支承の場合はルーズホール直交方向に耐力を期待するため、水平変位もルーズホール直交方向に与えることを想定するが、本実験では不安定移動と回転を防ぐため(図 7)、ルーズホールではなくアンカーボルト孔径を公称値+5mm の丸孔とする。

ベースプレートは SS400 を使用し、アンカーボルト以外で大きな変形が生じないように十分な強度と剛性を確保する。また、実験前にアンカーボルトに初期張力を導入した。指針 6) に推奨される目標トルクと同等の張力は 17.5kN であるが、摺動性をもつスライド支承は施工現場にて手締め程度の張力が加えられるため、本実験でも摺動性を観察するために推奨値より小さい値として 10kN を導入した。

(2) 計測

水平荷重と鉛直荷重はそれぞれのジャッキに取り付けられたロードセルより計測される。ベースプレートの水平変位 δ、モルタル層のせん断変形角 γ (図 8,10)、回転角 θ (図 8,9) は式(1)~(3)により定義される。

$$\delta = \frac{\delta_1 + \delta_2}{2} - \delta_4 \tag{1}$$

$$\gamma = \frac{\delta - \delta_{cl}}{h} \tag{2}$$

$$\theta = \frac{(\delta_3 - \frac{\delta_1 + \delta_2}{2})}{e} \tag{3}$$

表 4 加力プロトコル

	サイクル	回	2	2	2	2	2	2
			±δ	±γ	±θ	±δ	±γ	±θ
S-70	mm		6.7	10.8	19.1	27.4	44.0	85.5
	rad		(0.05)	(0.1)	(0.2)	(0.3)	(0.5)	(1)
	rad						0.025	0.033
S-30	mm		4.7	6.8	11.1	15.4	24.0	45.5
	rad		(0.05)	(0.1)	(0.2)	(0.3)	(0.5)	(1)
	rad						0.025	0.033

ここに、 $\delta_1 \sim \delta_4$ は図8に示す位置に設置した変位計より計測される水平変位、 $\delta_{c1}$ はボルト孔のクリアランスの  $1/2(2.5\text{mm})$ 、 $h$ はモルタル厚さ、 $e$ は偏心距離である。また図11に示す位置にひずみゲージを貼り付け、アンカーボルトのひずみを計測する。モルタル層では加力直交方向に対してアンカーボルトの裏表に、RCボックス内では加力方向に対してアンカーボルトの裏表にひずみゲージを貼り付けた。

加力計画を表4に示す。正負交番漸増繰り返し変位となるように $\delta$ の値をモニターしながら手で制御し、回転角が  $1/40\text{rad}$  を超えたら $\theta$ による回転角制御に切り替える。

(3) 実験結果

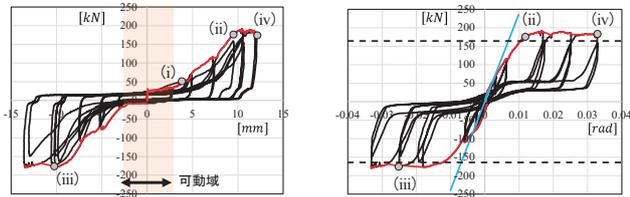
図12に荷重変形曲線と骨格曲線を示す。各試験体においてスライド機構によりベースプレートの孔縁がアンカーボルトに接触するまでは荷重上昇なしでベースプレートが摺動した。接触後は荷重が上昇し、支承部の回転に伴いアンカーボルトが引っ張られ、軸降伏に至った。

指針7)より弾性回転剛性式(4)を算出しグラフ上にプロットした。また図13より、支承部の反力重心をPTFEシート端部に仮定しアンカーボルトが軸降伏するときのモーメントのつり合い式より求めた回転降伏耐力式(5)も図中に示す。両試験体で概ね一致していることが確認できた。

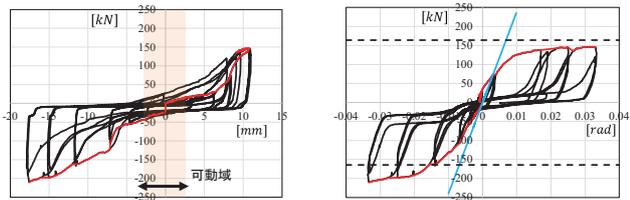
$$K_{BS} = \frac{n_t EA(d_t + d_c)^2}{2l_b} \quad (4)$$

$$P_{my} = P_v \frac{d_c}{e} + \frac{n_t N_y (d_t + d_c)}{e} \quad (5)$$

ここに、 $P_v$ は鉛直荷重、 $n_t$ は引張側アンカーボルト本数、 $E, A, l_b$ はアンカーボルトのヤング係数(公称値  $2.05 \times 10^5 \text{N/mm}^2$  とし、本研究で



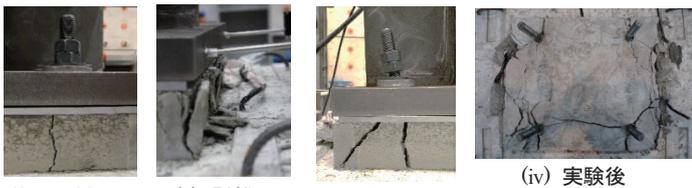
(a-1) 荷重とベースプレート変位の関係 (a-2) 荷重と回転角の関係  
(a) S-70



(b-1) 荷重とベースプレート変位の関係 (b-2) 荷重と回転角の関係  
(b) S-30

— 実験結果 — 骨格曲線 — 式(4) - - - 式(5)

図12 荷重と変形の関係



(i) ひび割れ (ii) 剥離 (iii) ナット浮き上がり  
写真 モルタル破壊挙動

はこの値を使用する)、断面積、有効長さ、 $d_t$ は支承部中心から引張側アンカーボルト中心までの距離、 $d_c$ は支承部中心から反力重心までの距離、 $N_y$ はアンカーボルトの降伏軸力である。

S-70におけるモルタルの破壊挙動を図12中の(a)~(d)に対応させて写真に示す。水平変位が可動域内では無損傷であったが、接触後( $\delta=+4.0\text{mm}$ )に圧縮側アンカーボルトが曲がり、その部分のモルタルのひび割れを確認した(a)。水平変位の増加とともに外側のモルタルがアンカーボルトに押し出され、ベースプレートの回転により徐々に崩壊した。 $\delta=+9.9\text{mm}$ でモルタル端部の剥離(b)、 $\delta=-10.3\text{mm}$ 、 $\theta = -0.024\text{rad}$ でベースプレートに押し出されたことによるひび割れが確認できた。また繰り返し加力によりアンカーボルトに塑性伸びが生じ、圧縮側でナットが浮き上がることが確認された(c)。実験は両試験体とも回転角が  $1/30\text{rad}$  となるころまで加力を行った。加力終了後にモルタルを観察すると、アンカーボルトより外側部分が大きく損傷していた(d)。S-30でも同様の破壊挙動が確認され、モルタル厚による大きな違いは見られなかった。

図14にモルタル層下端部から  $5d$  の位置のひずみゲージで計測した値と回転角の骨格曲線を示す。両試験体とも $\theta=0.014\text{rad}$  付近で降伏ひずみに達し、 $\theta=0.02\text{rad}$  付近を超えるとひずみ値が急増した。

2.2 PTFEシートの圧縮実験

後述するように、PTFEシートの圧縮剛性が必要なため以下に示すように圧縮実験を実施した。

(1) 実験装置および計測

図15に実験装置を示す。アムスラーを用いてPTFEシートを溶接した敷プレートに圧縮力を加える。クロスヘッド、敷プレートは鋼材でありPTFEシートより十分に高い剛性を持っている。またクロスヘッドと床との変位からPTFEシートの変形量を計測する。最大荷

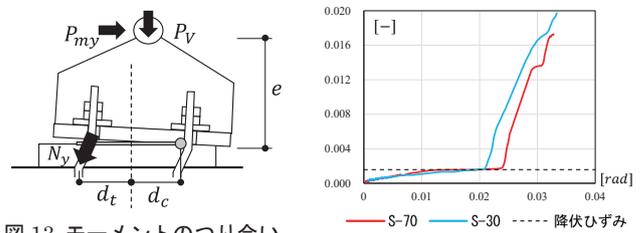


図13 モーメントのつり合い

図14 ひずみと回転角の関係

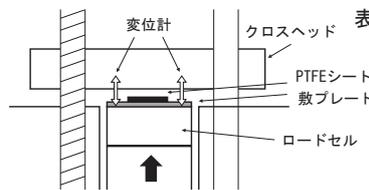
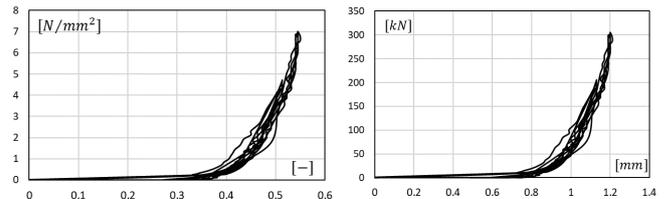


図15 実験装置

表5 PTFEシートのヤング係数

	ヤング係数
	N/mm <sup>2</sup>
1回目	69.4
2回目	93.4
3回目	92.2
平均	85.0



(a) 応力とひずみの関係

(b) 荷重と変形の関係

図16 PTFEシート圧縮実験結果

重を 300kN とし、ロードセルの荷重の値をモニターしながら 3 回繰り返し繰り返し載荷した。

(2) 実験結果

図 16 に荷重変形関係および応力ひずみ関係を示す。除荷を経ても勾配が変化することなく原点に戻る挙動が観察されたことから、PTFE シートは常に歪弾性の材料特性をもち、荷重上昇につれて硬化する。支承部の回転により PTFE シートの変形が大きくなる鉛直荷重 100~200kN の範囲で PTFE シートのヤング係数を最小二乗法により算出した (表 5)。3 回の実験の平均値より PTFE シートのヤング係数を 85.0N/mm<sup>2</sup> とする。

3. 骨格曲線の定式化

支承部の耐力はアンカーボルトの応力とベースプレートに生じる摩擦力の合計であると仮定する。支承部は水平移動すると同時に回転するため、移動と回転に関するつり合い式を連立方程式として解くことで水平荷重、水平変位、回転角の関係式を導く。骨格曲線を以下 3 つのステージに分け、それぞれ荷重と変形の関係式を導く。

ステージ 1 : 摩擦摺動

ステージ 2 : アンカーボルト弾性変形

ステージ 3 : 塑性域

3.1 摩擦摺動

一般的にアンカーボルトの呼び径に対してボルト孔径には +5mm のクリアランスがある。ベースプレート変位がクリアランス内にあるとき ( $|\delta| \leq \delta_{cl}$ )、アンカーボルトは変形せず水平力に対して摩擦力だけで抵抗する (図 17)。ベースプレート下面 (ステンレスシート) と PTFE シートとの摩擦、ベースプレート上面と各ワッシャーとの摩擦が生じる (文献 8)。水平方向のつり合いは式 (6) になる。水平移動のみで回転は微小であると仮定する。

$$P_H = P_{HF} = \mu_{pl}\{P_V + (n_t + n_c)N\} + \mu_w(n_t + n_c)N \quad (6)$$

ここに、 $P_{HF}$  は摩擦力、 $\mu_{pl}$  はステンレスシートと PTFE シートとの摩擦係数、 $\mu_w$  はベースプレートとワッシャーとの摩擦係数、 $n_t, n_c$  は引張側および圧縮側アンカーボルトの本数、 $N$  はアンカーボルト軸力である。ただしステージ 1 における  $N$  は初期張力とする。

3.2 アンカーボルト弾性変形

(1) 考え方

アンカーボルトがボルト孔に接触後、支承部は回転し始める。モデルを図 18 に示す。左側のアンカーボルトを引張側、右側を圧縮側とする。ベースモルタルの中央点を原点として定め、モーメントの回転中心は PTFE シート上面にはたらく鉛直反力の作用位置とする。引

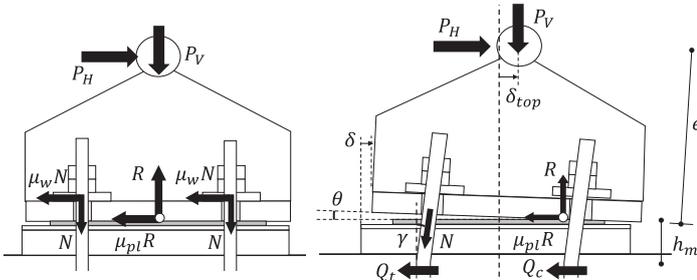


図 17 摩擦抵抗

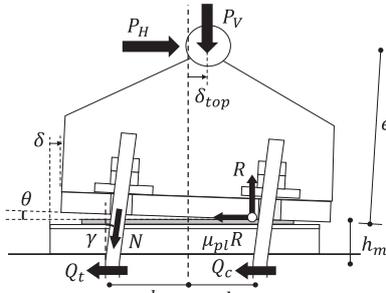


図 18 弾性変形における力のつり合い

張側アンカーボルトには水平移動による曲げ変形と回転による伸びが生じ、圧縮側アンカーボルトは回転中心に近く、回転の影響は受けず曲げ変形のみとする。

引張側アンカーボルトの軸力  $N$  と傾斜角  $\gamma$  による幾何学的非線形を考慮したつり合い式を示す。式 (7a) が水平方向、式 (7b) がモーメントのつり合いである。

$$P_H = \mu_{pl}(P_V + n_t N \cos \gamma) + P_{HF} + n_t (N \sin \gamma + Q_t) + n_c Q_c \quad (7a)$$

$$P_H e = P_V (d_c - \delta_{top}) + n_t N \cos \gamma \{d_t + d_c - (\delta - \delta_{cl})\} \quad (7b)$$

ここに、 $\gamma$  はアンカーボルト傾斜角、 $Q_t, Q_c$  は引張側および圧縮側アンカーボルトのせん断力、 $\delta_{top}$  は加力芯変位である。以下、連立方程式を解くことで  $P_H, \theta$  を  $\delta$  の関数で表す。

(2) 水平移動に伴うせん断力

弾性範囲では回転角は微小変形範囲と仮定する。また引張側、圧縮側ともにせん断力は等しいと仮定し、アンカーボルトは片持ち柱としてモデル化する。ボルト孔が十分大きく、ベースプレート下端でしか接触しないからである (図 19)。また文献 9) を参考に曲げモーメントが最大となるコンクリート表面からの深さ  $l_m$  を求め、アンカーボルトの曲げスパン長さ  $h_m (= h + l_m)$  を定める。

$$Q_t = Q_c = \frac{3EI\beta^3}{(1 + \beta h_m)^3 + 0.5} (\delta - \delta_{cl}) \quad (8)^9$$

$$l_m = \frac{1}{\beta} \tan^{-1} \left( \frac{1}{1 + 2\beta h} \right) \quad \beta = \sqrt[4]{\frac{k'd}{4EI}}$$

ここに、 $E, I$  はアンカーボルトのヤング係数、断面 2 次モーメント、 $\beta$  はコンクリート基礎の特性値、 $h$  はモルタル高さスライド機構の厚さの和、 $k'$  は反力係数、 $d$  はアンカーボルト径である。

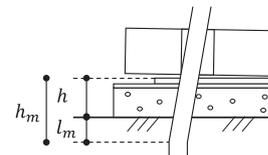


図 19 アンカーボルトの曲げ変形

(3) 弾性域における回転の影響

回転により生じる引張側アンカーボルトの軸力の評価には、抜け出しの影響を考慮して指針 7) を参考に補正係数 (=2) を導入する。

$$N = \frac{EA}{2l_b} \delta_l \quad (9)$$

ここに、 $\delta_l$  はアンカーボルト頂部の鉛直上向きの変位である。

次に  $\delta_l$  を  $\delta, \theta$  の関数で示す。ベースプレートが  $\delta$  だけ移動し、 $\theta$  だけ回転したときの幾何学的関係モデルを図 20 に示す。中立軸が幾何学的な回転中心であり、原点からの距離を  $x_n$  とする。アンカーボルトの軸変位は次式となる。

$$\delta_l = \{d_t + x_n - (\delta - \delta_{cl})\} \theta \quad (10)$$

中立軸位置  $x_n$  は回転に伴い変化すると考えられるが、簡単のため鉛直方向のつり合いから  $x_n$  について解き、定数として近似する。図 20 より、中立軸から PTFE シート端にかけて鉛直反力が分布し、鉛直反力の作用位置である  $d_c$  はその重心位置に相当する。反力分布を三角形と仮定すると次式が得られる 8)。

$$d_c = \frac{2d_{sl} + x_n}{3} \quad (11)$$

$d_{sl}$ は支承部中心からPTFEシート端までの距離である。

鉛直方向のつり合い式は

$$P_v + n_t N = R_v \quad (12)$$

$R_v$ はPTFEシート上面に作用する鉛直反力であり、三角形分布から次式で表される。

$$R_v = \frac{E_v B (d_{sl} - x_n) \delta_v}{2l_0} \quad (13)$$

ここに、 $E_v, B, l_0, \delta_v$ はPTFEシートのヤング係数、奥行き方向の幅、回転による変形を受ける前の長さ、端の変形量である。 $E_v$ は2.2節の結果から定めた値とする。

PTFEシート端の変形は

$$\delta_v = (d_{sl} - x_n)\theta \quad (14)$$

式(9),(10),(13),(14)を式(12)に代入し $x_n$ についてまとめると

$$\frac{E_v B \theta}{2l_0} x_n^2 - \left( n_t \frac{EA}{2l_b} + \frac{E_v B d_{sl}}{l_0} \right) \theta x_n + \frac{E_v B \theta d_{sl}^2}{2l_0} - P_v - n_t \frac{EA}{2l_b} \{ d_t - (\delta - \delta_{cl}) \} \theta = 0 \quad (15)$$

2次方程式を解くことで $x_n$ を、さらに式(11)から $d_c$ を得る。係数に含まれる $\delta, \theta$ について、式(15)の解 $x_n$ は数値的に $\delta$ の影響が小さく、 $\theta$ の変動が支配的になる。式(15)に $\delta = 0, \theta$ を0から0.03まで増加させながら代入し、縦軸に算出した $x_n$ と $d_c$ 、横軸に $\theta$ をプロットして図21に示す。弾性範囲では $x_n$ は最初中心付近にあり、徐々に圧縮側アンカーボルト側に近づきやがて $x_n = 50\text{mm}$ 付近に収束することが分かる。これを再現するのは煩雑になるため、中立軸位置は当初より原点から50mmと近似する。このとき反力重心位置 $d_c$ は110mmであり、PTFEシートの幅に収まる値となる。したがって式(9),(10)より、 $N$ を $\delta, \theta$ の関数で表すことができる。

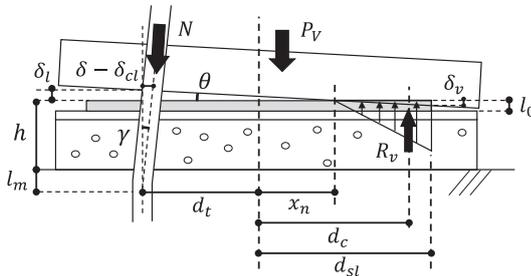


図20 弾性変形における幾何学的関係

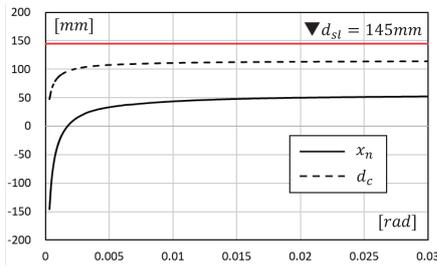


図21 中立軸、反力重心と回転角の関係

アンカーボルトの傾斜角 $\gamma$ は十分小さいと仮定し、以下のように近似する。

$$\sin \gamma \approx \frac{\delta - \delta_{cl}}{h_m}, \quad \cos \gamma \approx 1 \quad (16)$$

また、実験結果より弾性域における回転角 $\theta$ は無視できるとして次のように近似する。

$$\delta_{top} \approx \delta \quad (17)$$

(4)  $P_H, \delta, \theta$ の解

式(8),(9),(10),(16),(17)を代入してつり合い式(7)における未知数を $P_H, \delta, \theta$ とし、 $P_H$ を消去することで $\theta$ を $\delta$ の関数として表すことができる。

$$\theta = \frac{\mu_{pl} P_v e + P_{HF} e - P_v (d_c - \delta) + (n_t + n_c) \frac{3EI\beta^3}{(1 + \beta h_m)^3 + 0.5} (\delta - \delta_{cl}) e}{n_t \frac{EA}{2l_b} \left( -\mu_{pl} e - \frac{\delta - \delta_{cl}}{h_m} e + d_t + d_c + \delta_{cl} - \delta \right) (d_t + x_n + \delta_{cl} - \delta)} \quad (18)$$

さらに $P_H$ も $\delta, \theta$ の値から算出でき、ある $\delta$ に対して $\theta, P_H$ の値が得られる。続いて式(8),(9)より、アンカーボルトのせん断力、軸力が得られ、片持ち柱の変形として曲げモーメントを算出できる。引張側アンカーボルトは軸力と曲げを同時に負担するため、コンクリート側の折れ点における応力状態( $M, N$ )を考え、これが降伏曲面(式(19))の内側にある状態を弾性とする。

$$\phi = \left( \frac{N}{N_p} \right)^2 + \frac{M}{M_p} - 1 = 0 \quad (19)$$

ここに、 $N_p, M_p$ はアンカーボルトの降伏軸力、全塑性曲げモーメントである。

このモデルでは圧縮側アンカーボルトには軸力が生じず、引張側アンカーボルトの方が先に降伏曲面上に達する。

また、式(19)に式(8),(9),(10),(18)を代入することで、弾性限界点でのベースプレート変位 $\delta_e$ に関する3次方程式が得られ、 $\delta_e$ について解くことができる。

$$a\delta_e^3 + b\delta_e^2 + c\delta_e + d = 0 \quad (20)$$

ここに、 $a = EC^2, b = A^2 + 2ECD - FC^2, c = 2AB + ED^2 - 2FCD, d = B^2 - FD^2$ であり、それぞれ

$$A = -P_v - (n_t + n_c) \frac{3EI\beta^3 e}{(1 + \beta h_m)^3 + 0.5}$$

$$B = P_v d_c - \mu_{pl} P_v e - P_{HF} e + (n_t + n_c) \frac{3EI\beta^3 \delta_{cl} e}{(1 + \beta h_m)^3 + 0.5}$$

$$C = n_t \left( 1 + \frac{e}{h_m} \right)$$

$$D = n_t \left\{ \mu_{pl} e - \frac{\delta_{cl} e}{h_m} - (d_t + d_c + \delta_{cl}) \right\}$$

$$E = \frac{N_p^2}{M_p} \frac{3EI\beta^3 h_m}{(1 + \beta h_m)^3 + 0.5}$$

$$F = N_p^2 + \frac{N_p^2}{M_p} \frac{3EI\beta^3 h_m \delta_{cl}}{(1 + \beta h_m)^3 + 0.5}$$

となる。さらに式(18)から弾性限界点での回転角 $\theta_e$ を、つり合い式から弾性限界点での水平荷重 $P_e$ を得られる。

### 3.3 塑性域における耐力評価

ベースプレートの水平変位および回転角が大きくなると、力学モデルが段階的に変化する。

水平変位の増加に伴いアンカーボルトの傾斜角が大きくなることで図22のようにベースプレートに押されたアンカーボルトが敷プレート孔と接触し、敷プレートが押し出されるように滑り始める。このときスライド機構の効果は失われ、モルタル上面と敷プレートとの間で摩擦が生じるようになる。これが発生するのは、ベースプレート変位 $\delta$ が式(21)の $\delta_{cl}$ を超えたときである。

$$\delta = 2\delta_{cl} \quad (21)$$

また、図 23 のように回転角が増加すると敷プレート縁にベースプレートが接触する。これは PTFE シートが敷プレートの内側にあることに起因するものであり、スライド支承にのみ見られる現象である。接触点に新たな鉛直反力が発生し、支承部の幾何学的回転中心および反力重心位置が大きく変化する。

これらを定式化するには、抵抗機構ごとに力のつり合い、構成則、適合条件を定める必要がある。さらにスライド支承は水平移動と回転が生じる 2 自由度系であるため水平とモーメントのつり合いを常に立式しなければならない。上記を踏まえて定式化を行うには、支承部に発生する現象を各ステージに分けて詳細に記述する必要があり、計算は非常に複雑なものとなる。

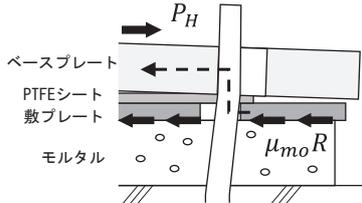


図 22 モルタル上面に生じる摩擦力

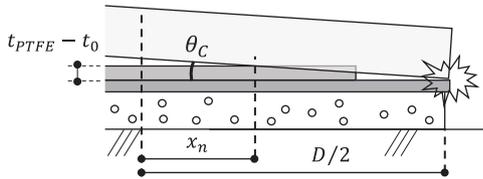
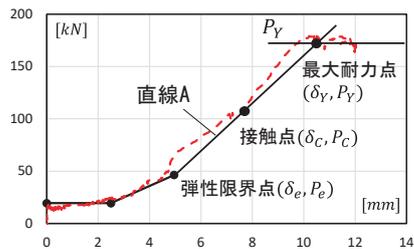


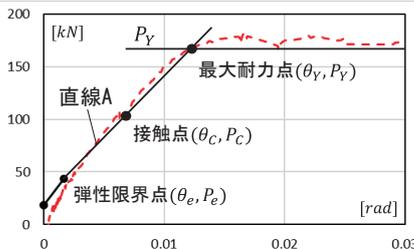
図 23 回転によるベースプレートと敷プレートの接触

また文献 3),4)のように一般化塑性ヒンジ理論を適用した増分計算を行う場合、水平とモーメントのつり合いを考慮した増分項の連立方程式を扱うことになり、計算過程が極めて煩雑になる。

したがって本研究では、塑性域における挙動を精度良く近似して耐力評価を行う。



(a) 荷重とベースプレート変位の関係(S-70)



(b) 荷重と回転角の関係(S-70)

図 24 塑性域における骨格曲線の近似

(1) 近似の考え方

ここでは図 23 のような回転によるベースプレートと敷プレート端との接触に着目する。図 24 に実験から得られた S-70 試験体の正側骨格曲線および実験記録から確認できた接触点、3.2 節の理論式で得られる弾性限界点を示す。塑性域では耐力上昇に伴い見かけの水平剛性、回転剛性が刻一刻と変化しているが、最大耐力点までの簡易的な定式化を目的としているため、本研究では骨格曲線を弾性限界点と接触点を通る直線 A で近似する。直線 A を最大耐力点まで延長することで、塑性域における骨格曲線は以下の手順で算定できる。

- 1, 接触点におけるベースプレート変位  $\delta_c$ 、回転角  $\theta_c$ 、水平荷重  $P_c$  を求め、弾性限界点と結び直線 A をとる
  - 2, 回転による最大耐力  $P_y$  を縦軸に取り、直線 A との交点から最大耐力点でのベースプレート変位  $\delta_y$ 、回転角  $\theta_y$  を求める
- 以下、(2)で接触点における  $\delta_c, \theta_c, P_c$  の算出、(3)で最大耐力点における  $\delta_y, \theta_y, P_y$  の算出について述べる。

(2) 接触点における  $\delta_c, \theta_c, P_c$  の算出

接触点における支承部モデルを図 25 に示す。ただし接触する瞬間を扱うため、接触点に生じる鉛直反力は無視できる。アンカーボルトは引張側圧縮側ともにコンクリート内での折れ点とベースプレート孔下端との接触点において塑性ヒンジを形成していると仮定する。引張側アンカーボルトのヒンジの折れ角  $\gamma$  は、支承部の回転角の影響でコンクリート側とベースプレート側でわずかに異なるが、簡略のため等しいとする。圧縮側アンカーボルトは実験で観察されたナットの浮き上がりを考慮して軸力が発生しないと、塑性ヒンジによる曲げ耐力のみを仮定する。また接触点ではベースプレート変位が式(21)を超えており、モルタル上面と敷プレートとの間で摩擦力が生じている。モルタル上面に作用する垂直抗力は支承部全体に作用する鉛直反力である。力のつり合いを式(22)に示す。

$$P_H = \mu_{m0}(P_V + n_t N \cos \gamma) + P_{HF} + n_t \left( N \sin \gamma + \frac{2M}{h_m} \right) + n_c \frac{2M_p}{h_m} \quad (22a)$$

$$P_H e = P_V (d_c - \delta_{top}) + n_t N \cos \gamma \{ d_t + d_c - (\delta - \delta_{cl}) \} \quad (22b)$$

ここに、 $\mu_{m0}$  はモルタル上面と敷プレートとの摩擦係数、 $N, M$  は 1 ヒンジあたりの軸力、曲げモーメントである。接触する瞬間では反力は PTFE シート上のみ分布するとして弾性域と同様に  $d_c = 110\text{mm}$  とする。①アンカーボルト応力  $N, M$  を  $\delta_c, \theta_c$  の関数で表し、②幾何学的関係から  $\theta_c$  を定め、③  $\gamma$  と  $\delta_{top}$  に近似式を用いて式(22)の未知数を  $P_H, \delta_c$  のみとする。④連立方程式から  $P_H$  を消去することで  $\delta_c$  について解く。

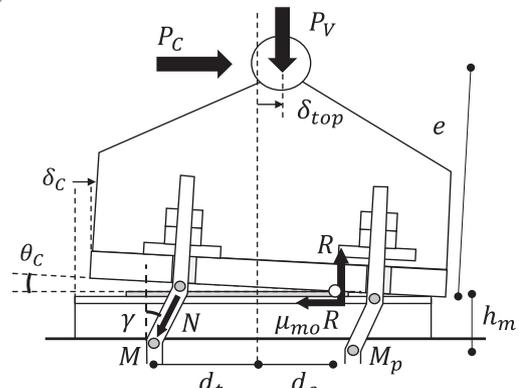


図 25 接触する瞬間の力のつり合い



はモルタル幅である。本実験の試験体では $\theta_c = 0.008rad$ となった。

③  $\gamma$  と  $\delta_{top}$  の近似

アンカーボルト傾斜角  $\gamma$  について、弾性範囲と同様に式(16)で近似する。塑性域での加力芯変位は回転の影響を無視できなくなるため次式とする。

$$\delta_{top} \cong \delta_c + e\theta_c \quad (31)$$

④  $P_C, \delta_c$  の解

つり合い式(22)に式(16),(28),(29),(30),(31)を代入することで未知数は $P_C, \delta_c$ となる。さらに $P_C$ を消去し、 $\delta_c$ についての2次方程式を得る。

$$A\delta_c^2 + (0.008B + C)\delta_c + 0.008^2D + 0.008E + F = 0 \quad (32)$$

ここに

$$A = n_t n_\delta \left\{ \left( \frac{1}{h_m} - \frac{2n_\delta M_p}{h_m N_p^2} \right) e + 1 \right\}$$

$$B = n_t n_\theta \left\{ \left( \frac{1}{h_m} - \frac{4n_\delta M_p}{h_m N_p^2} \right) e + 1 \right\}$$

$$C = P_V + n_t \left\{ \frac{N_0 e}{h_m} \left( 1 - \frac{4n_\delta M_p}{N_p^2} \right) + n_\delta e \left( \mu_{mo} - \frac{\delta_{cl}}{h_m} \right) - n_\delta (d_t + d_c + \delta_{cl}) + N_0 \right\}$$

$$D = -\frac{2n_t n_\theta^2 M_p e}{h_m N_p^2}$$

$$E = P_V e + n_t \left\{ -\frac{4n_\theta N_0 M_p e}{h_m N_p^2} + n_\theta e \left( \mu_{mo} - \frac{\delta_{cl}}{h_m} \right) - n_\theta (d_t + d_c + \delta_{cl}) \right\}$$

$$F = P_V (\mu_{mo} e - d_c) + P_{HF} e + n_c \frac{2M_p}{h_m} e$$

$$+ n_t \left\{ \frac{2M_p e}{h_m} \left( 1 - \frac{N_0^2}{N_p^2} \right) + N_0 e \left( \mu_{mo} - \frac{\delta_{cl}}{h_m} \right) - N_0 (d_t + d_c + \delta_{cl}) \right\}$$

$\delta_c$ を算出し、つり合い式から $P_C$ を得られる。

(3) 最大耐力点における $\delta_Y, \theta_Y, P_Y$ の算出

接触点を越えて変形が進むと、PTFE シートのない敷プレート端に反力が集中し、スライド機構の摺動性が失われることで回転が支配的となるため、最大耐力はモーメントのつり合いで決まる。アンカーボルトが降伏軸力に達するときのモーメントのつり合い式(式(33))より最大耐力を得る。反力重心位置は敷プレート端とした( $d_c = D/2(225mm)$ )。

$$P_Y = \frac{P_V(d_c - \delta_{top})}{e} + \frac{n_t N_p \{d_t + d_c - (\delta - \delta_{cl})\}}{e} \quad (33)$$

また最大耐力点は直線 A 上の点であるから

$$P_Y = P_C + \frac{P_C - P_e}{\delta_c - \delta_e} (\delta_Y - \delta_c) \quad (34)$$

$$\theta_Y = \theta_c + \frac{\theta_c - \theta_e}{\delta_c - \delta_e} (\delta_Y - \delta_c) \quad (35)$$

式(33)に式(34),(35)を代入すると $\delta_Y$ についての1次方程式が得られ、 $\delta_Y$ を求めることができる。

$$\delta_Y = \frac{P_V d_c + n_t N_p (d_t + d_c + \delta_{cl}) - P_C e + \frac{P_C - P_e}{\delta_c - \delta_e} e \delta_c - P_V e (\theta_c - \frac{\theta_c - \theta_e}{\delta_c - \delta_e} \delta_c)}{P_V + n_t N_p + P_V e \frac{\theta_c - \theta_e}{\delta_c - \delta_e} + \frac{P_C - P_e}{\delta_c - \delta_e} e} \quad (36)$$

続いて式(34),(35)から $P_Y, \theta_Y$ の値も得られる。

4. 実験結果との比較

図 28 に実験結果から得られた骨格曲線と算定式との比較を、表 6 に定数諸元を、表 7 に算定値を示す。

摩擦摺動における水平荷重式(6)は実験値とよく一致した(図 28(a-1),(b-1))。なお、アンカーボルトの初期張力は弾性域以降の軸力に対して微少であるため、骨格曲線において主として摩擦摺動時の摩擦力の大きさに影響する。

弾性域における算定式は S-70 で実験結果と良好に一致した。S-30 では水平剛性を実験結果より 3 割程度高めに評価した。これは文献 9) との結果と同程度の精度であった。

接触点より小さい変位に見られる荷重上昇はモルタル上面と敷プレートとの摩擦力が最大静止摩擦力に到達するまでの上昇と考えられる。その後、滑りによる水平変位増加で見かけの剛性が低くなる。これは S-30 において顕著である。なお、式(22)における摩擦係数 $\mu_{mo}$ は 0.4 のとき実験値と対応する結果となった。また接触後の耐力上昇は反力重心が敷プレート端に移動することによりモーメントの腕の長さが長くなることに起因するものと考えられる。

最大耐力は両試験体で 2 割程度過大評価となった。これは式(33)において反力重心の位置を仮定する際、モルタルの圧壊を無視したためだと考えられる(図 29(a))。実際は図 29(b)のようにモルタルの圧壊により反力重心は徐々に内側に移動し、 $d_c$ の値も小さくなる。本実験の試験体では反力重心を PTFE シートの端に仮定し式(33)において $d_c = d_{sl}(145mm)$ を代入することで $P_Y = 165kN$ となり、概ね安全側の評価となった。

また、加力芯位置の水平変位 $\delta_{top}$ を横軸にした骨格曲線も実験結果と算定式で良く一致している。 $\delta_{top}$ は弾性限界点では式(17)、塑性域では式(31)で算出した。これは屋根の下弦材の節点の水平変位に相当し、両試験体ともに最大耐力時で 15mm 程度の水平変位が生じることが分かった(図 28(a-3),(b-3))。

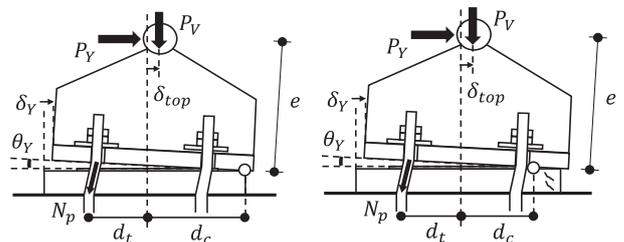


図 29 モーメントのつり合いにおける反力重心の位置

表 6 定数諸元

	アンカーボルト本数		摩擦係数			コンクリート		アンカーボルト		PTFEシート		
	引張側	圧縮側	PTFEシート:BP	ワッシャー:BP	モルタル:敷プレート	反力係数	折れ点深さ	降伏点	曲げスパン	元の厚さ	初期縮み	
	$P_V$	$n_t$	$n_c$	$\mu_{pl}$	$\mu_w$	$\mu_{mo}$	$k'$	$l_m$	$\sigma_y$	$h_m$	$t_{PTFE}$	$t_0$
S-70	70	2	2	0.06	0.32 <sup>5)</sup>	0.4	65.1 <sup>9)</sup>	11.6	320	91.6	2.4	1.0
S-30										58.3		

表 7 算定値

	弾性限界				接点				最大耐力			
	$\delta_e$	$\delta_{top}$	$\theta_e$	$P_e$	$\delta_c$	$\delta_{top}$	$\theta_c$	$P_c$	$\delta_y$	$\delta_{top}$	$\theta_y$	$P_y$
	mm	mm	rad	kN	mm	mm	rad	kN	mm	mm	rad	kN
S-70	5.17	5.17	0.00179	45.1	8.33	11.14	0.008	132.6	11.45	16.39	0.0141	219.0
S-30	4.29	4.29	0.00262	56.7	7.53	10.33	0.008	142.5	10.45	14.95	0.0128	219.8

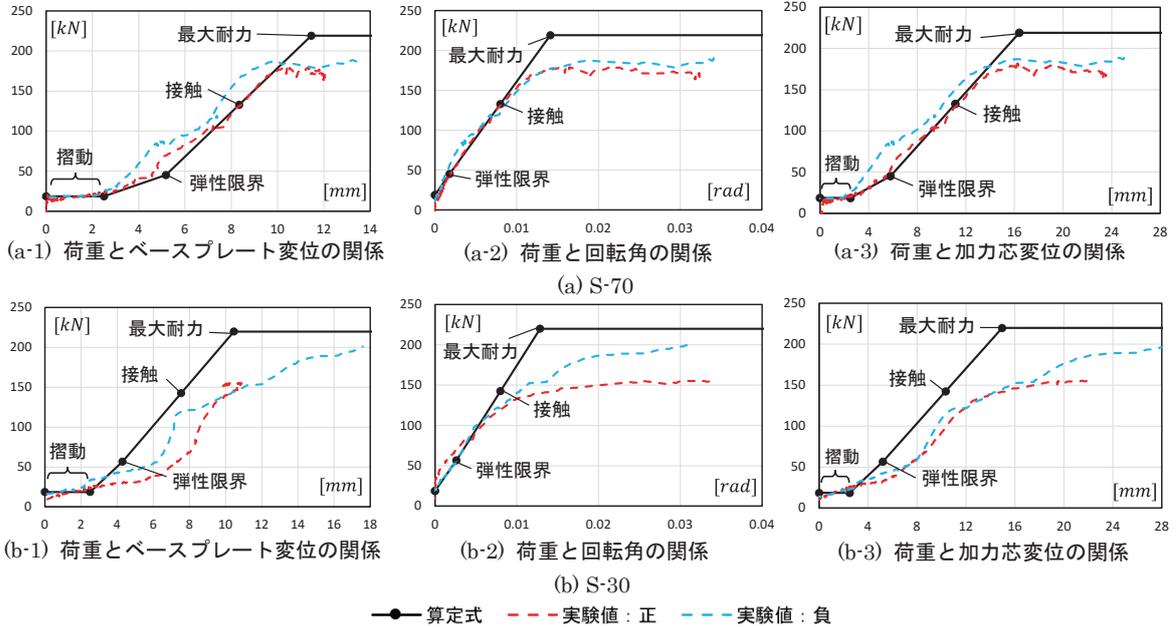


図 28 骨格曲線の比較

5. まとめ

以下、本研究で得られた知見をまとめる。

- せん断と偏心による曲げモーメントを負担するスライド支承部を再現し、繰り返し加力実験を実施した。小変形域ではスライド機構により撓動するが、水平変位の増加に伴い撓動性が失われ、回転が支配的となることでアンカーボルトが降伏し、モルタルが圧壊する挙動が見られた。モルタル厚の違いによる挙動の大きな違いは見られなかった。
- 水平荷重に対してベースプレートに生じる摩擦力とアンカーボルト応力で抵抗する力学モデルを仮定し、骨格曲線を3つのステージに分類した。各ステージで力のつり合い、アンカーボルトの構成則と適合条件、摩擦力を定め、水平方向のつり合い式とモーメントのつり合い式を連立方程式として解くことで水平荷重、水平変位、回転角の関係を定式化した。塑性域では複雑な挙動をPTFEシートの沈み込み量を考慮したベースプレート端の接点に着目し、弾性限界点との線形近似とした。
- 算定式から得られた骨格曲線は実験結果と概ね一致し、加力芯位置における水平変位とも良く対応した。システムトラス屋根を有する体育館において下弦材の支点は基本的にルーズホール直交方向には移動しないとして設計されるが、本実験では最大耐力時で15mm程度の水平変位が生じた。支承部の非線形な復元力特性は屋根部材の応力に影響を与えると推測される。熊本地震に見られたような屋根トラスの崩壊を防ぐためには、本研究で示した支承部の復元力特性を考慮し、大地震時の挙動により正確に把握する必要があると考える。

謝辞

当研究は科研費基盤 A(課題番号：21H04581、研究代表者：竹内徹)の資金により実施した。アンカーボルトはフルサト工業株式会社より提供を受けた。以上ここに深謝を表す。

参考文献

- Japan Association For Building Research Promotion: Report of the survey and the building damage by the Pacific coast of Tohoku earthquake, 2012 (in Japanese)  
建築研究振興協会：東日本大震災における鉄骨置屋根構造の被害調査報告, 2012
- Japan National Research and Development Agency, Building Research Institute: Quick report of the field survey and the building damage by the 2016 Kumamoto earthquake, 2016 (in Japanese)  
国立研究開発法人建築研究所：熊本地震建築物被害調査報告(速報), 2016
- Kenji Ito, Tetsuo Yamashita and Shunya Watanabe: Cyclic shear loading test and strength evaluation on roof bearings, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol84, No.759, pp.649-657, 2019 (in Japanese)  
伊藤賢治, 山下哲郎, 渡辺俊也：置屋根支承部の繰返しせん断加力実験と耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, 第84巻, 第759号, pp.649-657, 2019 (DOI: <http://doi.org/10.3130/aijs.84.649>)
- Shunya Watanabe and Tetsuo Yamashita: Earthquake response analysis of steel roof gymnasiums considering nonlinear restoring force characteristics of lower structure and roof bearings, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol85, No.768, pp.209-218, 2020 (in Japanese)  
渡辺俊也, 山下哲郎：下部構造と支承部の非線形復元力特性を考慮した鉄骨置屋根構造の地震応答解析, 日本建築学会構造系論文集, 第85巻, 第768号, pp.209-218, 2020 (DOI: <http://doi.org/10.3130/aijs.85.209>)
- Shun Nawata, Hiroyuki Ogata and Tetsuo Yamashita: Research on

- restoring force characteristics of bearings supporting steel roofs of gymnasiums subjected to shear force and bending moment, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-II, pp.769-772, 2020 (in Japanese)  
縄田舜, 緒方宏征, 山下哲郎: せん断と曲げモーメントを受ける置屋根体育館支承部の復元力特性に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-II, pp.769-772, 2020
- 6) Architectural Institute of Japan: Technical Recommendation for Steel Construction for Buildings Part2 Guide to Erection and Construction in Site, 1997 (in Japanese)  
日本建築学会: 鉄骨工事技術指針・工事現場施工編, 1997
- 7) Architectural Institute of Japan: Recommendation for Design of Connections in Steel Structure, 2012 (in Japanese)  
日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2012
- 8) Tetsuo Yamashita and Naoki Wada: Study on stability in sliding of bearings supporting large-span steel roofs, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol84, No.763, pp.1251-1258, 2019 (in Japanese)  
山下哲郎, 和田直記: 大スパンの鉄骨置屋根を支持するスライド支承の摺動安定性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第84巻, 第763号, pp.1251-1258, 2019 (DOI: <http://doi.org/10.3130/aijs.84.1251>)
- 9) Yuki Shirai, Satoshi Yamada and Hiroyasu Sakata: Study on application of beam on elastic foundation theory to a headed anchor bolt and a bonded anchor bolt under monotonic shear force, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol81, No.724, pp.993-1003, 2016 (in Japanese)  
白井佑樹, 山田哲, 坂田弘安: 一方向せん断力を受ける頭付きアンカーボルトと接着系アンカーボルトへの弾性床土梁理論の適応性とその整合性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第81巻, 第724号, pp.993-1003, 2016 (DOI: <http://doi.org/10.3130/aijs.81.993>)

(2022年12月10日原稿受理, 2023年4月12日採用決定)