



Jointed 接合部に薄いゴム層を設けたアンボンド PCaPC 部材の地震時挙動

著：Dimitrios Kalliontzis, Sri Sritharan
訳：高津比呂人

Jointed 接合（訳者註：いわゆる現場打ち同等でなく、部材内で損傷が生じないように、接合面に変形を集中させる接合法）を用いた PCa コンクリート部材の地震地域での適用が本格化しているが、その適用はまだ限定的といえる。これは、主なメカニズムである衝撃による減衰が、入力される地震エネルギーを散逸させるのに不十分であると考えられているからである。履歴エネルギー吸収デバイスが無い場合、Jointed 接合された PCa コンクリート部材は、地震荷重を受けると長く揺れ続け、変位も大きくなる可能性がある。本稿では、Jointed 接合部に薄いゴム層を設置し、このゴムの上で揺れ動くことによって、これらの部材が地震エネルギーを効率的に散逸できるようにする方法を調査するものである。さまざまなゴムの種類と厚さで実験を行い、この方法が部材の減衰特性を改善可能かどうかについて示し、次にこの実験データと 1 自由度モデルの解析により、エネルギー吸収と地震応答がゴムの使用によってどのように変化するのかについて定量化した。実験と解析結果より、厚さ 6.35 ~ 25.4 mm の硬いゴムを使用した場合、PCa コンクリート部材を使用した水平荷重抵抗システムの減衰量を改善し、地震応答を低減できることが分かった。

キーワード：反発係数、ロッキング、衝撃、Jointed 接合、ゴム、アンボンド PC 部材

1. はじめに

図 - 1 に示すのは、PCa コンクリート部材を基礎にアンボンド PC 鋼材で Jointed 接合する工法の概念図で、過去 20 年間研究開発されてきた PCa コンクリート構造物に用いられてきた考え方である。水平荷重を受けると、部材基部の一端が浮上がり、ロッキング挙動を示す。この挙動では、部材の応答はアンボンド PC に発生する軸力により制御され、水平荷重が除荷されると元の位置に戻ろうとする際に、非弾性変形が PCa コンクリート部材の先端部に集中する。先端部に適切なディテールを採用することによって、ロッキング挙動による損傷は最小限に抑えられるが、荷重変位応答における履歴エネルギー吸収はほとんどない。この程度のエネルギー吸収能力では PCa コンクリート部材にかかる地震エネルギーの散逸には不十分であると考えられる。

履歴エネルギー吸収とは別に、Jointed 接合による PCa コンクリート部材は基礎への動的衝突によるエネルギー吸収がある。いくつかの研究で、衝撃によるエネルギー

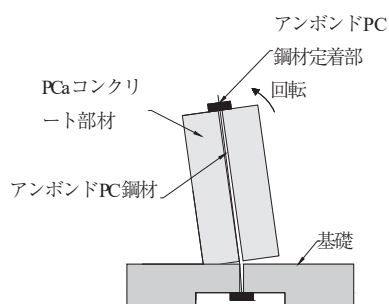


図 - 1 ロッキング挙動をする PCa コンクリート部材

吸収を無視した部材の準静的挙動に着目した例がある。さらに最近、衝撃によるエネルギー吸収を調査するための振動実験と自由振動実験を実施した例もある。この実験で

は、適切な試験結果を得るために、補足的な履歴エネルギー吸収デバイスを用いていない。

4 つの PCa コンクリート壁の実験から、Nazari らは衝撃エネルギー損失を等価粘性減衰比 ζ の観点から定量化し、単一ロッキング壁の場合、平均 1.5 % の減衰率とした。衝撃による減衰は小さいにも関わらず、Nazari らの実験では、PCa コンクリート壁に設計レベルの地震動が作用したときに、基準を満たす応答結果であったことを確認している。しかしながら、想定される最大の地震動に対しては、その応答値が水平変位の許容値を超える可能性があることを確認した。

壁と柱を模擬した 3 つの PCa コンクリート部材を用い、筆者らは反発係数 r を用いて衝突エネルギー損失を評価した。その結果、反発係数 r が、PCa コンクリート部材の幾何学形状と衝突前後の回転中心の位置の関数と仮定した一般式を導いた。さらに直近の研究では、実験で計測した衝突エネルギー損失がこの一般式と一致することを確認している。この研究では、Jointed 接合による PCa コンクリート部材が、水平方向の地震動を受けると大きな水平変形が生じる可能性があることも裏付けた。水平変形が大きくなるのは、PCa コンクリート部材の減衰が小さいこと（等価粘性減衰率 ζ が 5 % を超えないこと）に起因すると考察している。

本研究の目的は、Jointed 接合部に薄いゴム層を設置することで、PCa コンクリート部材の減衰性能を向上させることである。この方法により、この部材の地震時の挙動を改善し、補足的な履歴エネルギー吸収デバイスなしで設計できるようにすることが目的である。この目的のため、PCa コンクリート部材の自由振動実験を実施した。実験変数は、ゴムの硬度（以下、SH）（訳者註：数

値が大きいほど硬い) とゴム層の厚さ tr とした。実験に続き, Jointed 接合を有する PCa コンクリート部材の挙動に対するゴム層の影響を解析を行い検討した。その結果, SH が大きい薄いゴム層を使用することで, 部材の地震応答を効果的に低減できることが分かった。

2. エネルギー損失の定式化

ここではロッキング挙動によるエネルギー損失について説明する。ロッキング部材の地震時挙動を理解するため, まず, Housner が, アンボンド PC 鋼材を用いずに剛結された平面ロッキング部材の解析により導いた式(1)を示す。これらの物体の回転運動を, 次のようなコンパクトな形式で表すことができる。

$$I_0 \ddot{\theta} + MgR_0 \sin [\text{sign}(\theta) a - \theta] = -MR_0 \ddot{u}_g \cos [\text{sign}(\theta) a - \theta] \quad (1)$$

ここで, I_0 : ロッキング部材の回転中心に関する質量慣性モーメント, $\ddot{\theta}$: ロッキング部材の角加速度, M : ロッキング部材の質量, g : 重力加速度, R_0 : ロッキング部材の回転中心と重心の距離, $\text{sign}(\theta)$: 角変位の符号関数, a : ロッキング部材の細長係数 = \tan^{-1} (部材基部の幅部材高さ), θ : ロッキング部材の角変位, \ddot{u}_g : 水平地動加速度

基礎に対するロッキング部材の角変位が $\theta \rightarrow 0$ になると, ロッキング部材は基礎に衝突し, エネルギー損失が発生する。これを Housner が反発係数 r について定量化した。

$$r = \frac{K_2}{K_1} = \left[1 - \frac{3}{4} (1 - \cos(2a)) \right]^2 \quad (2)$$

ここで, K_1 : 衝突直前のロッキング部材の運動エネルギー, K_2 : 衝突直後のロッキング部材の運動エネルギー

いくつかの研究において, 式(2)では実験と比べ衝突エネルギー損失の値を過大評価する可能性があることを示している。筆者らは, PRESSS (Precast Seismic Structural System) 建物で実験された Jointed 接合を有する壁の実験結果を含む, PCa コンクリート部材の実験に基づき式の改良を行った。

$$r = \left[\frac{4 - 3 (\sin a)^2 (1 + k^2)}{4 - 3 (\sin a)^2 (1 - k^2)} \right]^2 \quad (3)$$

ここで, k : 衝突直前・直後の回転中心間の距離と PCa コンクリート部材の基礎部の幅に対する比

利用可能なデータが無い場合, 筆者らは k の値を 0.72 とすることを提案した。この $k = 0.72$ は, 異なる形状, 材料特性, アンボンド PC 設計の PCa コンクリート部材に対して高い適合性を有することを確認した。実務では PCa コンクリート部材のエネルギー損失は等価粘性減衰率 ζ で表される。Priestley らは自由振動を受けるロッキング部材の総エネルギー損失を算出する ζ の式を導いた。Priestley らの定義によると, ζ の中には衝突によるもの以外のエネルギー損失 (たとえば, 摩擦や粘性減衰) を含んでいる。提案された ζ の式を以下に示す。

$$\zeta = \frac{1}{\pi n} \ln \left(\frac{\theta_0}{\theta_n} \right) \quad (4)$$

ここで, n : 衝突の回数, θ_0 : 自由振動の初期角変位, θ_n : n 回の衝突後の角変位の振幅

式(4)について, $n = 1$ のとき 1 回の衝突を含むロッキング周期の半分の持続時間における等価粘性減衰率 ζ が算出される。 $n = 2$ のとき, 線形弾性一自由度の振動の減衰比と等しくなる。

最近では, Makris と Konstantinidis によって, ζ について他の表現方法が提案され, そこでは ζ を反発係数のみの関数として表している。これはロッキング部材の全てのエネルギー損失が衝突中に発生することを意味している。

$$\zeta = -\beta \ln r \quad (5)$$

ここで, β : モデリングパラメータ

剛性が無限で自立型のロッキング部材の場合, 式(5)の β を 0.34, 反発係数 r を式(2)で求めた値とすると, 式(4)の ζ と同じになる。しかし, Nazari らの実験結果では, 衝突面における部材の変形を考慮し, $\beta = 0.15$ とすることが提案されている。

図 - 2 は過去の実験の衝突によるエネルギー損失を等価粘性減衰率 ζ で整理したものと, 式(5)の理論値と比較したものである。ここで, β は 0.15 とし, 反発係数 r は式(3)で求めた。同じ高さ と 幅の比 (h/b) においても, 実験結果はばらつきがある。たとえば h/b が 4 のとき, ζ は 0.93 ~ 3% となっており, h/b が 2 のときも同じようにばらついている。これらの誤差は, Jointed 接合部での施工誤差と, それぞれの実験で使用している材料の違いによるものと考えられる。他の研究者らは, ζ の計算方法の違いが影響している可能性を示唆している。実務では, 提案した理論モデルを実験に基づき合理的な修正を加えて等価粘性減衰率 ζ を算定する。

図 - 2 からは, 柱や壁の PCa コンクリート部材の h/b は 2 以上であり, ζ は 5% 以下であることもわかる。この結果から, PCa コンクリート部材では設計基準で 12.5% の減衰率を付与することが提案されているため, 何らかの追加の減衰機構が必要であることがわかる。このため, これらの部材とそれに接続する要素の間にゴム層を設置した実験研究を実施することとした。

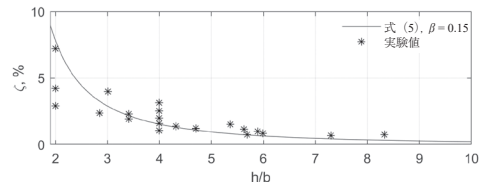


図 - 2 衝突によるエネルギー損失を等価粘性減衰率で表した値の実験値と計算値の比較

3. 実験概要と結果

3.1 試験体概要

PCa コンクリート部材の自由振動実験を実施した。試

験体の形状・材料特性・配筋の詳細は過去に実施されたプロトタイプ建物の実験に合せた。断面は、せい177.8 mm × 幅711.2 mm とし、高さは2425.7 mm とした。それを、せい1270 mm, 幅1270 mm, 高さ609.6 mm の基礎に取り付けた。

PCa コンクリート部材と基礎が完全に接触するように、厚さ25.4 mm の無収縮グラウトを基礎の上部に設けた座掘りに充填した。クロロプレンゴムをグラウトの上に、PCa コンクリート部材を設置する前に置いた。ゴムの厚さをパラメータとし、その厚さは0 (ゴムを設置しない) ~ 25.4 mm とした。部材の損傷を低減するために、端部に鋼製のアングルを配置した。アングルには長さ50 mm のスタッドを設け、コンクリートと一体化した。このアングルにより、衝突によるかぶりコンクリートの圧壊による剥離を防止する。試験体配筋詳細を図-3に示す。

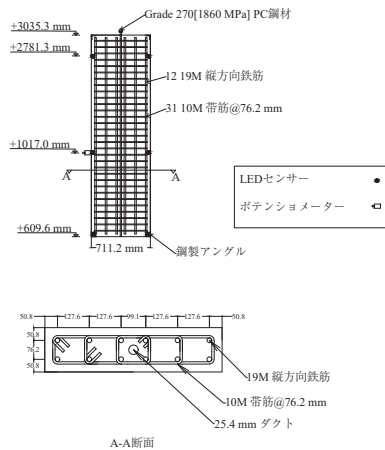


図 - 3 試験体形状・配筋図

3.2 自由振動実験

電動ポンプと油圧ジャッキによりPCa コンクリート部材の頂部に水平変位を与え、その後即時解放デバイスを用いて自由振動を起こした。初期水平部材角は1, 2, 3%の順に設定し、それぞれの水平部材角で3回ずつ実施した。

3.3 計測

計測にはモーショントラッキングシステムを使った。LEDを図-3に示す試験体表面に取り付けた。計測データを解析することでPCa コンクリート部材表面の計測位置と基礎の相対変位の時刻歴がわかる。それとは別にポテンシオメーターにより部材の水平変位の時刻歴を計測した。また、ロードセルを頂部に設置し、自由振動時のプレストレス力を計測した。

3.4 接合部の材料

表-1に示す、Jointed 接合部にグラウト層を設けた試験体をまず実験した。グラウトの設計基準強度は70 MPaである。次に、すでにあるグラウト層の上にゴム層を設置した実験を行った。ゴムは部材に接合しておらず、ロッキング挙動時には接合面から分離するようになっている。SH50, 70, 90の3つのクラスのクロロプレンゴムを使用した。すべてのゴムは、せい177.8 mm, 幅711.2 mmで、PCa コンクリート部材断面と一致している(製作誤差3 mmとした)。

SH70, 90は厚さ25.4 mmとした。SH50の試験体は、厚さ25.4 mm, 12.7 mm, 6.35 mmの3種類とした。

表 - 1 試験体一覧

No	接合部材料	SH	厚さ (mm)	初期プレストレス力 (kN)
1	グラウト	-	25.4	17.8
2	ゴム	50	6.35	16.9
3	ゴム	50	12.7	22.2
4	ゴム	50	25.4	20.0
5	ゴム	70	25.4	24.0
6	ゴム	90	25.4	26.9

3.5 アンボンド PC 鋼材

PCa コンクリート部材は、Grade270 (降伏強さ1860 MPa) の直径15.24 mm の7本よりアンボンド PC 鋼線を用いて圧着した。アンボンド長さは2832.1 mmであった。初期の目標プレストレス力は30 kNで、これは水平部材角3%時にPC鋼材が弾性範囲に収まることを意図した。定着部のセットにより、初期プレストレス力は油圧ジャッキを外すと低下した。表-1にロードセルにより計測した、試験開始直前の初期プレストレス力を示す。ロードセルによる計測結果から、実験後にプレストレス力が低下する様子は確認されなかった。

3.6 実験結果

表-1に示す6体の試験体の実験結果を以下に示す。再現性の高い実験結果が得られた。PCa コンクリート部材、PC鋼材、接合面の材料、基礎の部分に損傷は生じなかった。

(1) 水平部材角の時刻歴

図-4に、初期の水平部材角が2%の場合の、実験で得られた水平部材角の時刻歴を示す。図-4の上のグラフは、25.4 mm のゴムを使った試験体の比較であり、ゴムを使用した場合、グラウトのみの試験体より大幅に早く減衰したことが分かる。たとえば、ゴムを使った試験体の水平部材角の振幅が、自由振動開始から1.0秒後にゼロに近づいているが、グラウトのみの試験体は数秒間振動し続けた。2.0秒後にはグラウトのみの試験体の振幅は初期の半分に減少した。図-4の下グラフはSH50の、厚さ25.4, 12.7, 6.35 mmの試験体

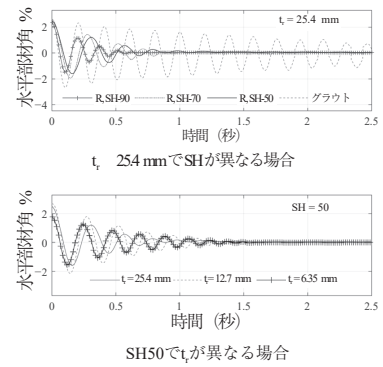


図 - 4 水平部材角の時刻歴

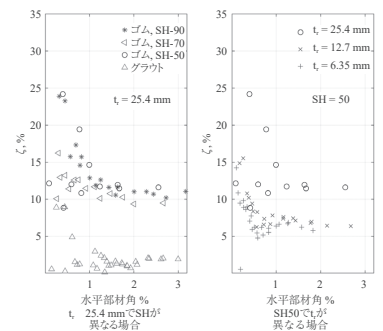


図 - 5 等価粘性減衰率ζの実験値

の比較である。ゴムの使用により PCa コンクリート部材の減衰が改善されたことがわかる。

(2) 等価粘性減衰率

式(4)で衝突回数が2回の場合の等価粘性減衰率 ζ を使って、実験における減衰を調査した。結果として、等価粘性減衰率 ζ のこの推定は、運動の1サイクルのエネルギー損失を捉えていて、この損失と水平部材角の関係を示している。等価粘性減衰率 ζ の実験結果と、計測された振幅の関係を図-5に示す。すべてのケースで ζ の値は振幅が小さくなるに従い増加している。この傾向は既往のPCa コンクリート部材の実験でも確認されており、水平部材角が小さくなるのに伴い、部材と基礎の接触が増加することに起因する可能性がある。

図-5からは、グラウトのみの場合、水平部材角が0.6%以上の範囲では等価粘性減衰率 ζ が3%以下であるのに対して、ゴムがある場合は大きくなるのがわかり、いくつかのケースでは、グラウトだけの試験体より一桁増加した。実用上、等価粘性減衰率 ζ にSHの有意な影響はなかったが、ゴム厚さの増加とともに ζ は増加し、25.4 mmと12.7 mmの間でより顕著となった。表-2に ζ の平均値を示す。この値は、0~1%、1~2%、2~3%の3つの水平部材角の範囲において、図-5のデータを使用して計算した。すべての値は、水平部材角が小さくなるにしたがって増加する。また、ゴムのSHによる変動は小さい。SH50のケースでは、ゴム厚さの増加にしたがって ζ の値が増加した。さらに全体として、ゴム層を使用すると、等価粘性減衰率 ζ が総じて2倍以上増加した。

表-2 実験で得られた等価粘性減衰率 ζ の平均値

接合部材料	SH	厚さ (mm)	水平部材角ごとの ζ の平均値		
			2~3%	1~2%	0~1%
グラウト	-	25.4	1.8	1.4	3.5
ゴム	50	6.35	-	6.5	7.3
ゴム	50	12.7	6.4	7.2	9.3
ゴム	50	25.4	11.6	11.7	19.8
ゴム	70	25.4	9.4	10.7	12.6
ゴム	90	25.4	10.4	11.9	18.4

(3) エネルギー損失要素

Housnerによると、剛接されたロッキング部材は曲げや繰り返し、接合部での摩擦によるエネルギー損失は無く、すべての損失は衝突により生じるとしている。筆者らは、この仮定をグラウト層を有するJointed接合にアンボンドPC鋼材を用いたPCa コンクリート部材の自由振動実験に適用することの妥当性を確認した。ここでは、Jointed接合部にゴムを配置することで、この挙動をどう変化させることができるかを調査した。このため、PCa コンクリート部材のロッキング応答に関連するエネルギー成分を算出した。これらには、回転運動エネルギー K 、重力による位置エネルギー U_g 、アンボンドPC鋼材のひずみエネルギー U_{PT} が含まれる。

$$K = \frac{1}{2} I_0 \dot{\theta}^2 \tag{6}$$

$$U_g = MgR_0 [\cos(a - |\theta|) - \cos a] \tag{7}$$

$$U_{PT} = \frac{L}{2AE} F_{PT}^2 \tag{8}$$

ここで、 $\dot{\theta}$: PCa コンクリート部材の角速度、 L : PC鋼材のアンボンド長さ、 A : アンボンドPC鋼材の断面積、 E : アンボンドPC鋼材の弾性係数(198 600 MPa)、 F_{PT} : アンボンドPC鋼材のプレストレス力

式(6)から(8)を使って、PCa コンクリート部材の総エネルギー E_{total} は、式(9)のように計算できる。

$$E_{total} = K + U_g + U_{PT} \tag{9}$$

ゴムを使用した試験体の総エネルギー量 E_{total} の時刻歴を図-6に示す。表-1に示したように試験体間で初期プレストレス力にばらつきがあったため、実験結果を直接比較できるように、ここで示した E_{total} の値から初期プレストレス力により導入されるエネルギーを控除した。実験データに加え、図-6には制御されたロッキングモデル(以下、CRM)の理論的応答値を示す。これは、実験で検証されたモデルで、Jointed接合部にグラウト層を有するPCa コンクリート部材の応答値を正確に計算するものである。理論的応答によれば、 E_{total} は衝突エネルギー損失のために衝突と同時に減少するが、残りのロッキング運動の間一定値が残る。しかし、実験では E_{total} に異なる挙動が見られる。

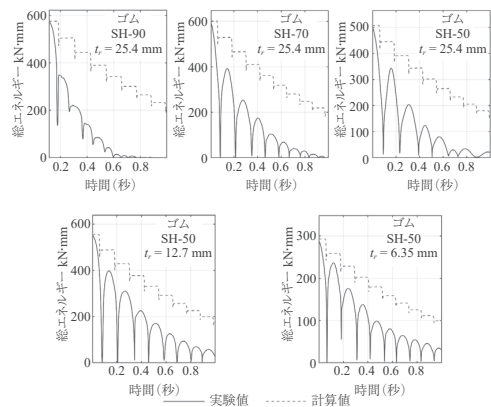


図-6 総エネルギー E_{total} の時刻歴

PCa コンクリート部材の総エネルギー量は、実験では衝突時に完全に低下し、それが部分的に回復するというように、各衝突でエネルギー損失が発生している。衝突時に E_{total} が大きく低下するのは、人工的なものであり、以前の筆者らの実験で観察されたデータ収集システムのノイズに起因する可能性がある。運動の非衝撃フェーズでは、 E_{total} はCRMによる理論値のように一定にはならない。これは、CRMでは考慮していないJointed接合部のゴム層の存在に起因するものである。ゴム層が存在することによって、ゴムにひずみエネルギーが蓄積されるが、これは式(9)の E_{total} には考慮されていない。ロッキング運動の間、PCa コンクリート部材の総エネルギー E_{total} とゴムに蓄積されるひずみエネルギーとの間に連続

的なエネルギー伝達があり、これが全サイクルにわたって発生する。PCa コンクリート部材とゴムの間でのエネルギー伝達は、SH が小さいほど、またゴムが厚くなるほどより明白になるが、これは過去の Jointed 接合部にゴムを有する自立型ロッキング部材（アンボンド PC 鋼材がない）の自由振動実験結果と一致する。

したがって、ゴムの使用は CRM に比べて、ロッキング運動における衝突フェーズと非衝突フェーズにおいて様々なエネルギー吸収要素を導入するといえる。衝突フェーズのエネルギー損失を推定するために、実験における運動エネルギーの時刻歴を式(6)を用いて算定した。この時刻歴を使って、衝突エネルギー損失 ΔE_{impact} を次のように計算した。

$$\Delta E_{impact} = (1 - r_{exp}) K_{impact}$$

ここで、 r_{exp} ：実験により推定される反発係数、 K_{impact} ：式(6)により算定した衝突直前の運動エネルギー

表 - 3 は、ロッキング運動終了時の総エネルギー損失に対する衝撃エネルギーの割合を示している。この表から衝突によるエネルギー損失は総エネルギー損失のごく一部であること、ゴム層によるエネルギー損失が支配的であることが分る。衝撃エネルギー損失は、SH の増加とともに増加し、ゴム厚さが増加すると減少することが分るが、すべての場合において総エネルギー損失に対する割合は 30% 未満である。

全体的に見れば、薄いゴム層が PCa コンクリート部材の減衰性能を改善することがわかる。次の節では、PCa コンクリート部材の水平方向の剛性、強度、および全体的な地震挙動を損なうことなく必要な減衰を付与するためには、SH が高く、薄いゴム層が望ましいことを示す。

表 - 3 ゴムを有する試験体の衝突エネルギー損失の割合

接合部材料	SH	厚さ (mm)	衝突エネルギー損失 (%)
ゴム	50	6.35	29.4
ゴム	50	12.7	26.0
ゴム	50	25.4	18.9
ゴム	70	25.4	23.0
ゴム	90	25.4	29.7

(4) プレストレス力

図 - 7 にそれぞれ異なるゴム層およびグラウト層の場合の実験中の

プレストレス力の増加量について示す。SH90 のゴムの試験体のプレストレス力はグラウトのみを使用した試験体よりも高くなる傾向がある。この違いは前述したように

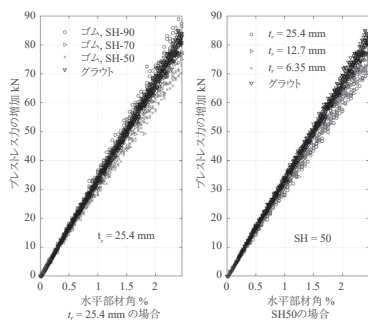


図 - 7 プレストレス力と部材角の関係

PCa コンクリート部材とゴム層の間でのエネルギー伝達に部分的に起因する。このエネルギー伝達により、PCa コンクリート部材に垂直方向の振動が発生するため、ロッキング運動の浮上がり時のプレストレス力が増加した可能性がある。

ゴムを使用した試験体を比較すると、SH を下げるか、層の厚さを増やすと、プレストレス力の増加量が減少することがわかる。このプレストレス力の増分が小さくなる傾向は、Jointed 接合部での中立軸までの距離が大きくなることで、PC 鋼材の伸び量が小さくなったことが一因と考えられる。たとえば、水平部材角 2% で、SH50 の厚さ 25.4 mm, 12.7 mm, 6.35 mm の試験体の中立軸位置深さの計測値は、部材基部の縁からそれぞれ 53, 42.7, 36 mm であった。同じ部材角の時の SH70 と 90 で厚さ 25.4 mm の中立軸までの距離は、それぞれ 35.6 mm と 12.7 mm であった。グラウトのみの中立軸までの距離は 17.8 mm であった。SH90 のゴムを使った試験体の中立軸までの距離は、グラウトのみの試験体より大きな値となった。これは先に述べた PCa コンクリート部材の鉛直方向の振動によるものと考えられる。しかしながら、実用的な面においては、SH90 のゴムを用いても、プレストレス力や中立軸までの距離が大きく変わるというほどではない。

(5) 荷重-変位応答

水平方向荷重の実験データが無いので、中立軸位置深さの実験値を用いて、水平部材角 3% までの試験体の荷重-変形関係を解析的に再現することを試みた。その際以下の仮定を行った。

- PCa コンクリート部材、材料層、基礎内で非線形挙動が確認されなかったことを考慮し、Jointed 接合の部材断面においては、平面保持の仮定が成り立つとした。結果として部材端部から中立軸位置までの距離 (NAD) の 1/3 の位置に圧縮合力が作用するものとする。

- 図 - 7 に示した結果から、アンボンド PC 鋼材の応力は比例限を超えないとする。

試験体頂部に加える水平力 $F(\theta)$ は以下のように計算できる。

$$F(\theta) = \frac{Mg\bar{R} \sin(\bar{\alpha} - |\theta|) + (F_{pn} + \frac{AE}{L} \delta L) \left(\frac{b}{2} - \frac{NAD}{3} \right)}{h}$$

ここで、 \bar{R} ：PCa コンクリート部材の重心から部材基部の圧縮合力位置までの距離、 $\bar{\alpha}$ ：部材基部の圧縮合力位置に関する細長係数、 F_{pn} ：初期プレストレス力、 δL ：PCa コンクリート部材の角変位によるアンボンド PC 鋼材の伸び ($= (b - NAD) |\theta|$)

$$\bar{\alpha} = \tan^{-1} \left(\frac{\frac{b}{2} - \frac{NAD}{3}}{\frac{h}{2}} \right)$$

$$\bar{R} = \sqrt{\left(\frac{h}{2} \right)^2 + \left(\frac{b}{2} - \frac{NAD}{3} \right)^2}$$

中立軸までの距離は、筆者らが詳述した分析手法を使用して、回転角 θ の関数として計算する。この方法では、水平応答は中立軸までの距離によって異なるため、

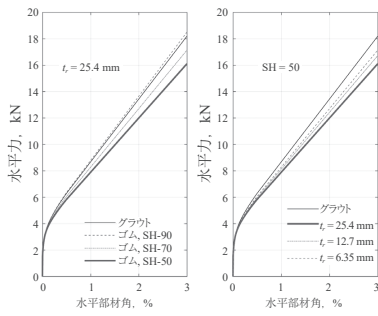


図 - 8 初期プレストレスが 17.8 kN の場合の荷重-部材角関係がある場合と無い場合で変わる。異なるパラメータでの荷重抵抗を比較するため、初期プレストレスは 17.8 kN と仮定し統一した。

図 - 8 に解析的に推定した荷重変形関係を示す。プレストレス力の変動にわずかな違いがあるため、SH90 のゴムを使用した試験体が、Jointed 接合部にグラウトのみが存在する試験体と同等の結果となった。しかし、SH が 90 未満になるかゴムが厚くなると、同じ変形時の水平抵抗力が小さくなる。したがって、SH が 50 で、層厚が 25.4 mm のゴムを使用すると、水平抵抗力が最小となる。この場合、グラウトのみの試験体と比較すると、水平部材角が 2% の時の耐力は 12.1% 減少した。

4. 解析による検討

本章では、簡略化された一自由度モデル（以下、SDF モデル）を使って、ゴムを使用したシステムの地震応答について検討する。このモデルは式(1)に基づいたものであり、ゴム、アンボンド PC 鋼材による復元力、式(3)による衝突時のエネルギー損失による連続的なエネルギー損失を考慮して修正されている。ここでは、Jointed 接合部にグラウト層のみが存在するものとの比較も含む。

(1) 一自由度モデル

SDF モデルは、PCa コンクリート部材とゴム層の間に運動の非衝突フェーズにおいてエネルギー伝達があることを前提としている。これは、本論文で説明した実験における観察と一致している。このエネルギー伝達は、最終的に衝突エネルギー損失に加えて、部材に継続的なエネルギー損失を引き起こす。SDF モデルの運動方程式は次のとおり。

$$I_0 \ddot{\theta} + MgR_0 \sin [\text{sign}(\theta) a - \theta] + M_{PT} + M_c = -MR\ddot{u}_g \cos [\text{sign}(\theta) a - \theta]$$

ここで、 M_{PT} ：アンボンド PC 鋼材により生じる復元モーメント、 M_c ：角速度の平方根の関数であると想定される連続エネルギー伝達メカニズムによって生じるモーメント、この関数は後述するように一自由度モデルと実験結果の密接な相関関係を求めるため経験的に選択した。

$$M_c = B[\text{sign}(\theta), \text{sign}(\dot{\theta})] \sqrt{|\dot{\theta}|}$$

$$M_{PT} = \text{sign}(\theta) \left[\left(F_{PT} + \frac{AE}{L} \lambda b \tan|\theta| \right) (\lambda b) \right]$$

ここで、 $B : M_c$ の大きさを決定するパラメータ、 $\text{sign}(\dot{\theta})$ ：角速度の符号関数、 λ ：PCa コンクリート部材の角変位による PC 鋼材の伸びの大きさを定義するパラメータ

表 - 4 に実験結果に基づき調整した λ と B の値を示す。表に示すように連続エネルギー伝達機構により誘発されるモーメントの大きさを決定するパラメータ B はロッキングフェーズごとに異なる値となった。このロッキングフェーズとは、角変位の符号関数 $\text{sign}(\theta)$ と角速度の符号関数 $\text{sign}(\dot{\theta})$ で定義される。表 - 4 に示す B の値は、PCa コンクリート部材の回転中心に関するロッキング部材の質量慣性モーメントにより正規化されたものである。この B の値は、ロッキング運動の正と負の方向に関して対称である。

表 - 4 ゴムを有するシステムの一自由度モデルのパラメータ

SH	厚さ (mm)	λ	$B[+, -]/I_0$	$B[+, +]/I_0$	$B[-, -]/I_0$	$B[-, +]/I_0$
50	6.35	0.90	-6.6	-5.3	5.3	6.6
50	12.7	0.88	-8.6	-6.9	6.9	8.6
50	25.4	0.85	-12.5	-10.0	10.0	12.5
70	25.4	0.90	-11.6	-8.9	8.9	11.6
90	25.4	1.00	-7.8	-2.0	2.0	7.8

B の変動量は、ゴムを使用した実験に基づいて決められており、図 - 9 および 10 で説明される。図 - 9 は PCa コンクリート部材の角変位と角速度の関係の相関図で、

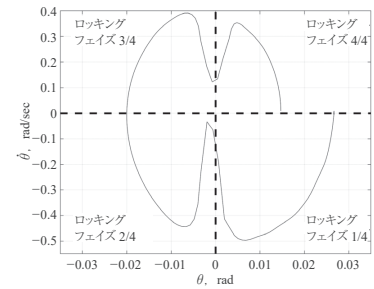


図 - 9 SH70 のゴムを有するシステムの 1 ロッキングサイクル中の角変位と角速度の関係

図 - 10 は E_{total} の時刻歴である。いずれの場合も、ロッキング運動の 4 つのフェーズが含まれ、1 サイクルが完結する。

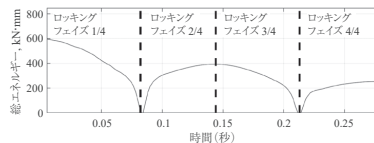


図 - 10 SH70 のゴムを有するシステムの 1 ロッキングサイクル中の総エネルギーの変動

図 - 9 および 10 より、Jointed 接合部にゴム層を有する PCa コンクリート部材は、ロッキング運動の最初のフェーズでエネルギーを損失し、次に第 2 フェーズで基礎に衝突して浮上がり、ゴムに蓄積されたひずみエネルギーの一部を、角変位がピークかつ角速度がゼロに達するまで運動エネルギーの形で取り戻す。第 3 フェーズでは部材はエネルギー損失し、基礎に衝突する。その後第 4 フェーズに入りエネルギーが増加する。第 2 フェーズと第 4 フェーズのエネルギー増加は、PCa コンクリート

部材とゴムの間の正味のエネルギー伝達を表している。ゴムに伝達される運動エネルギーの一部も、これらの2つのフェーズで消費されると予想される。

(2) モデルの検証

開発した SDOF モデルにより、実験と同じ初期条件とし、ゴム層を有する試験体の自由振動応答実験を再現した。図 - 11 に水平方向部材角の時刻歴の実験と解析との比較を示す。一自由度モデルによる解析結果は全ての実験結果とよく一致した。このモデルは数サイクルにわたって十分に応答結果を再現できたが、0.25% 未満の部材角の小さな範囲でわずかなずれが生じた。

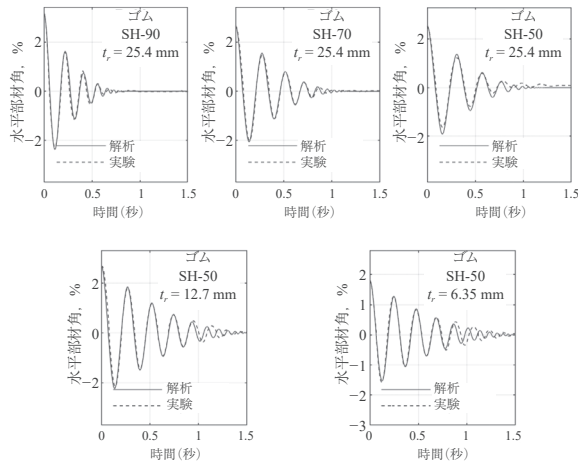


図 - 11 実験と SDOF モデルの応答の比較

(3) 地震応答解析結果

ここでは SDOF モデルを使って、ゴム層を有する PCa コンクリート部材の水平地震動に対する応答について調査した。図 - 8 に示したように、ゴムの厚さを増やし、SH を下げると、PCa コンクリート部材の水平方向の剛性と強度が低下することを考慮して、次の2つのゴム層

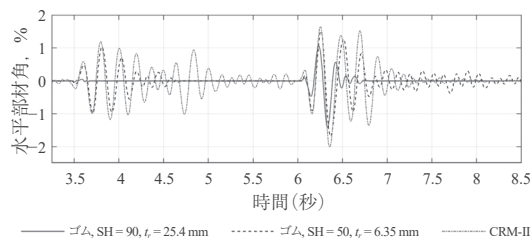


図 - 12 チリ地震に対する水平部材角の時刻歴

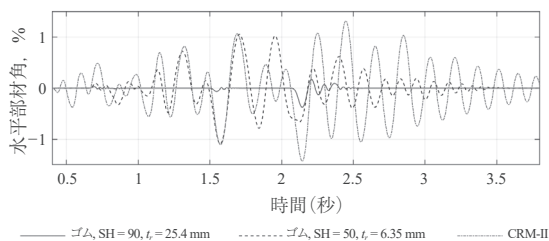


図 - 13 神戸地震に対する水平部材角の時刻歴

について検討した。

- ・厚さ 25.4 mm で SH90
- ・厚さ 6.53 mm で SH50

これらの部材の応答は、CRM-II の制御ロッキングモデルとも比較する。このモデルは、接合面にグラウトのみの PCa コンクリート部材の、大きな水平方向部材角での制御ロッキング挙動を考慮して CRM を変更したものである。

2つのスケーリングされた地震記録、2010年のチリ地震でサンチャゴ駅で記録された地震波と1995年の神戸地震で鷹取駅で記録された地震波を使って、接合面にゴムを設けた SDOF モデルとグラウトのみを設けた CRM-II モデルの応答解析を行った。

図 - 12, 13 にその結果を示す。初期プレストレス力はすべて 17.8 kN とした。図 - 12 より、チリ地震の最大水平部材角 2.04% は CRM-II モデルで出ており、続いて、SH50 のものが 1.7% となっている。最大水平部材角が最も小さいのは、SH90 のもので、1.4% であった。全てのケースで、ゴムを有する PCa コンクリート部材の応答値が小さくなった。図 - 13 の神戸地震に対しても同様の結果となっている。

ゴムを有する PCa コンクリート部材の地震挙動に関するさらなる考察は、浮上がりスペクトルを用いることで行う。これらのスペクトルはさまざまな細長比、大きさ、初期プレストレス力の PCa コンクリート部材の地震時最大応答を計算できる。同じ2つの地震波に対して、以下の条件で浮上がりスペクトルを計算した。

- ・実験と同様に 15.24 mm のアンボンド PC 鋼材を使用する。
- ・過去の研究と同様に、初期のプレストレス力と重力の比 F_{PT}/Mg を浮上がりスペクトル全体で一定値 1.9 と設定し、図 - 14, 15 の解析で使用した。
- ・PCa コンクリート部材の細長比を 2 種類とした。

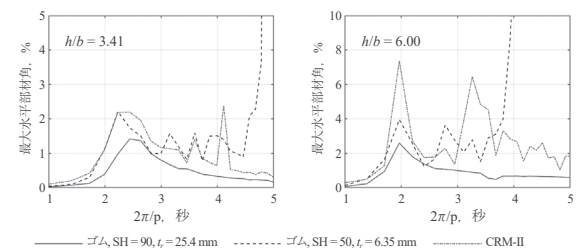


図 - 14 チリ地震に対する浮上がりスペクトル

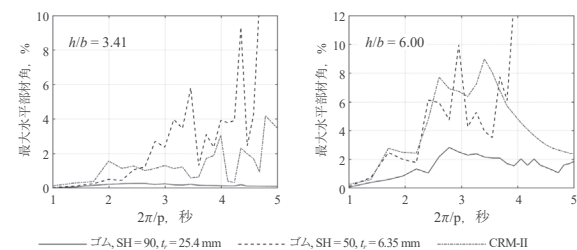


図 - 15 神戸地震に対する浮上がりスペクトル

- 実験の PCa コンクリート部材のものと同じ細長比 $h/b = 3.14$

- より大きい細長比 $h/b = 6.00$ も採用

図 - 14, 15 に 2 つの地震波に対する, $1 < 2\pi/p < 5$ 秒の範囲 (p はロッキング部材の動的パラメータ) の浮上がりスペクトルを示す。パラメータ $2\pi/p$ の増加は, PCa コンクリート部材のサイズの増加に相当する。全体として, SH90 のゴムを使用すると水平部材角の最大値が CRM-II よりも減少する。たとえば, チリ地震に対して高さ幅比 $h/b = 6.0$ で, $2\pi/p$ が 2 秒の時, CRM-II では最大部材角が 7.4% だったのに対して, SH90 のゴムを使用したモデルは, 最大部材角が 2.6% となった。神戸地震に対しては, 高さ幅比 $h/b = 6.0$ で, $2\pi/p$ が 2.8 秒の時, CRM-II では最大部材角が 6.9% だったのに対して, SH90 のゴムを使用したモデルは, 最大部材角が 2.8% となった。ここに示した範囲では, SH90 のゴムを使った場合, 地震応答を 3.0% 未満に抑えることができた。それに対して, CRM-II は最大 9.0% の水平部材角を示した (神戸地震に対して, $h/b = 6.0$ のとき)。一方で, SH50 のゴムを使った場合, 異なる挙動を示した。多くの場合, CRM-II と同等かそれ以上の最大部材角となった。さらに重要なことは, 浮上がりスペクトルの線が図の最大部材角の上限を超えると, 転倒する可能性があることである。この挙動は構造物の崩壊につながる。これは, 図 - 9 および 10 で説明された PCa コンクリート部材の浮上がり中に発生する継続的なエネルギー伝達によるものである。図 - 6 でも説明したように, このエネルギー伝達は SH50 のゴムが界面に存在する方が, SH90 のゴムの場合よりも大きな影響を及ぼし, 図 - 14, 15 にみられるように, それによって地震応答が増幅する。

5. おわりに

本研究では, Jointed 接合を有する PCa コンクリート部材の地震応答を緩和するためにゴムを使用することについて調査した。実験では, ゴム厚さ 6.35 ~ 25.4 mm で, SH50 ~ 90 の試験体を使って, PCa コンクリート部材の減衰能力を向上できることを示した。しかし, SH を小さくすると, 部材の水平剛性, 耐力, 地震時挙動が低下

して, 望ましくない結果になることがあることが分かった。

SH90 で, 厚さ 25.4 mm のゴムを使った実験から, Jointed 接合部にグラウトのみが存在する試験体と同等の荷重-変形関係を示すことが確認された。このシステムでは, 最大水平部材角 3% の範囲で, 10.4% から 18.4% の平均減衰比を示した。これは, Jointed 接合部にグラウトしか存在しない場合の平均減衰比 1.8% から 3.5% に対して大幅な改善である。

PCa コンクリート部材の地震応答に対するゴムの影響を把握するための一自由度モデルを開発した。このモデルは本実験データにより検証され, 次の属性をもつ PCa コンクリート部材の地震応答解析を実施した。

・ SH90, 厚さ 25.4 mm

・ SH50, 厚さ 6.35 mm

これには Jointed 接合部でグラウトのみを使用したものを含む。2 つの地震波を使用し, 最大加速度は 1.42 g とした (g : 重力加速度)。浮上がりスペクトルの分析の結果, SH90 のゴムを使用すると, グラウトのみの場合と比較して, スペクトル全体で地震応答が減少することが示された。ここで使用した地震動に対して, このゴムを使用した PCa コンクリート部材の全ての最大水平部材角は 3% 未満であった。SH50 のゴムを使用した場合, 応答結果が異なり, 多くの場合で PCa コンクリート部材が崩壊するという結果となった。

本稿で検討した実験と解析に基づけば, PCa コンクリート部材の減衰能力を改善するために, SH90 以上で, 厚さが 6.35~25.4 mm の範囲のゴムを使用することを勧める。更なる研究が, 振動台実験を行う異なる形状の PCa コンクリート部材に適切なゴムの特性を特定するのに役立つであろう。

原 典

Dimitrios Kalliontzis and Sri Sritharan: Seismic behavior of unbonded post-tensioned precast concrete members with thin rubber layers at the jointed connection, PCI Journal, Vol. 66, No.1, pp.60-76, 2021 (<https://doi.org/10.15554/pci66.1-02>).

【2021 年 3 月 31 日受付】

お詫びと訂正

会誌 63 巻 3 号掲載の海外文献『持続可能な橋梁の維持管理について - Sustainability of bridge maintenance -』(著: Teslim B. Balogun, Adrienn Tomor, Jessica Lamond, Hazem Gouda, Colon A. Booth 訳: 会誌編集委員会海外部会)にて, 下記の出典元表記が抜けておりました。お詫びして訂正いたします。

「This article was first issued in Bridge Engineering (Institution of Civil Engineers), Volume 172, page 54-64, <https://doi.org/10.1680/jbren.15.00027>」