

逆L型 PRC ロックシェッド模型の衝撃挙動

IMPACT BEHAVIOR OF REVERSED L-SHAPE PRC ROCK-SHED MODEL

石川信隆*, 圓林栄喜**, 香月智***, 佐藤弘史****, 間渕利明*****, 若林修*****

Nobutaka ISHIKAWA, Hidenobu ENRIN, Satoshi KATSUKI, Hiroshi SATOH,

Toshiaki MABUCHI, Osamu WAKABAYASHI

*工博 防衛大学校 土木工学科 教授 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

**工博 防衛大学校 土木工学科 研究員 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

***工博 防衛大学校 土木工学科 助教授 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

****工博 建設省土木研究所 構造研究室 室長 (〒2305-0804 茨城県つくば市大字旭1番地)

*****工修 建設省土木研究所 構造研究室 研究員 (〒2305-0804 茨城県つくば市大字旭1番地)

*****工修 PC建設業協会 ロックシェッド共同研究委員会 幹事長 (〒162-0821 東京都新宿区津久戸町4番6号)

キーワード: 衝撃応答解析, 逆L型, PRCロックシェッド模型

(impact behavior analysis, Reversed L-shape, PRC rock-shed model)

1.はじめに

近年, 耐衝撃性に優れた部材としてプレストレスト鉄筋コンクリート(PCRC)はり部材が検討されている^{1), 2), 3), 4)}. これは, PCはりに比べ, 異形鉄筋を使用することでひび割れ分散効果を高め, 吸収エネルギーを高める効果があるためと考えられる. 最近の研究で, 岸ら¹⁾はPC鋼材や異形鉄筋量をパラメータとした曲げ引張破壊型のPCはりおよびPRCはりに対して, 静的および重錘落下衝突実験を行い, PRC化することでエネルギー吸収能が増大することを示している. また, 竹本ら²⁾はプレストレス量, PC鋼材量をパラメータとした曲げ圧縮破壊型断面のPCはりおよびPRCはりに対して, 同じく静的および重錘落下衝突実験を行い, プレストレス量の低減によりエネルギー吸収能が増大することを示している. さらに, 佐藤ら³⁾は, 実規模のPRCはりを用いた重錘落下衝突実験を行っており, PC鋼材の有効緊張率, PC鋼材本数, 鉄筋をパラメータとし, 緊張率を50%程度低減する

ことで耐衝撃性に優れた結果が得られること, 緊張量の大小でエネルギー吸収メカニズムが異なると指摘している.

一方, 著者ら⁴⁾もPCはりおよびPRCはりの付着状態をパラメータとして静的および高速載荷実験を行い, 静的および高速いずれにおいてもボンドPRCはりがボンドPCはりに比べ吸収エネルギーが増大することを確認しており, 解析的にもその効果を確認している⁵⁾.

しかし, これらの研究は部材レベルの研究であり, PRCはりを用いた全体構造での効果および衝撃挙動に関しては実験的な研究があるにすぎず^{6), 7)}, 解析的な検討は未だ行われていない.

そこで, 本研究では佐藤ら³⁾の研究で得られた, 鉛直載荷の場合で最もクリティカルと考えられる主はり中央載荷の実験結果について, はり要素モデルを用いた全体構造での衝撃応答解析を行い, その衝撃挙動について解析的検討を行ったものがある.

2.実験の概要

供試体寸法は、図-1 に示す支間長 250cm のPRCはり
りと柱高さ 100cm のPC柱を組み合わせた逆 L 型PRC
ロックシェッド模型である。衝撃実験は、建設省土木研
究所の傾斜式衝撃載荷試験装置⁹⁾を用いて行い、質量
1ton の重錘を 25cm, 50cm, 100cm の高さから漸増させ
て落下衝突させる方法で行った。この際、重錘衝突点
には局所の損傷を防止する目的でゴム緩衝材(30cm×
25cm×5cm)を設置している。重錘形状は板状の先端
に半径 5cm の半円柱形の治具を溶接している。なお、
別途静的載荷実験も行った。供試体寸法、はりおよび
柱断面の配筋は図-2 に示すとおりである。

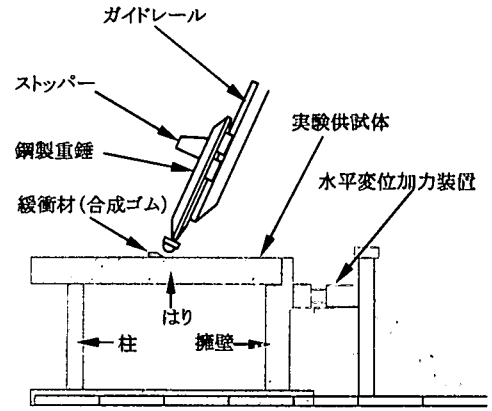


図-1 実験概要図

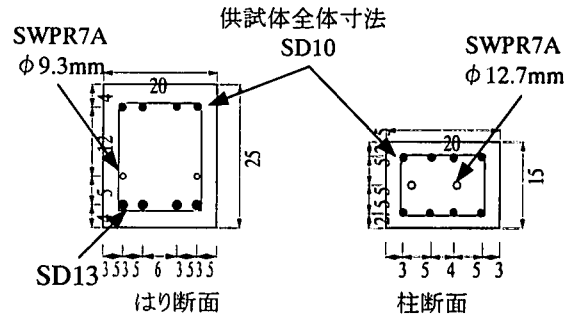
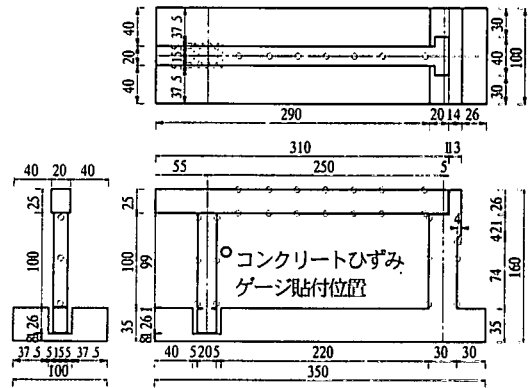


図-2 逆 L 型 PRC ロックシェッド模型寸法図

3.解析手法

3.1 基本式

ここでは、図-1 に示すロックシェッド模型および重錘、ゴ
ム緩衝材を、図-3 のようなはり要素と軸力要素によって
離散モデル化し、時刻 $t + \Delta t$ における運動方程式を次式
のように表わす。

$$\begin{pmatrix} \mathbf{M}_{FF} & \mathbf{M}_{FS} \\ \mathbf{M}_{SF} & \mathbf{M}_{SS} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_F \\ \ddot{\mathbf{u}}_S \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \mathbf{D}_{FF} & \mathbf{D}_{FS} \\ \mathbf{D}_{SF} & \mathbf{D}_{SS} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{\mathbf{u}}_F \\ \dot{\mathbf{u}}_S \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \mathbf{F}_K \\ \mathbf{F}_S \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \mathbf{K}_{FF} & \mathbf{K}_{FS} \\ \mathbf{K}_{SF} & \mathbf{K}_{SS} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \mathbf{u}_F \\ \Delta \mathbf{u}_S \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \mathbf{P}_F \\ \mathbf{P}_S \end{pmatrix} \quad (1)$$

ここで、 \mathbf{M} :質量マトリクス、 \mathbf{D} :減衰マトリクス、 \mathbf{F}_K :時
刻 t における剛性抵抗力、 \mathbf{K} : 時刻 t から $t + \Delta t$ 間の
増分変形量に関する剛性マトリクス(時刻 t における 1
次テーラー展開マトリクス)、 \mathbf{P} :節点外力ベクトル、 \mathbf{u} :変
位ベクトルであり、() 記号は:時間に関する 1 次微分、
 Δ :増分を表わす。また、添字 ()_F は、節点の変位、速度、
加速度が未知で、外力が既知量として与えられる点に
関連することを、()_S は逆に変位、速度または加速度が
既知で、外力が未知となる自由度に関することを表わす。
これを、時刻 $t + \Delta t$ における未知の $\ddot{\mathbf{u}}_F$ について Newmark
 β 法と連立して解くと次式が得られる。

$$\begin{aligned} [\ddot{\mathbf{u}}_F]_{t+\Delta t} &= \left(\mathbf{M}_{FF} + \frac{\Delta t}{2} \mathbf{D}_{FF} + \beta \Delta t^2 \mathbf{K}_{FF} \right)^{-1} \\ & \left[\mathbf{P}_F \right]_{t+\Delta t} - \mathbf{M}_{FS} [\ddot{\mathbf{u}}_S]_{t+\Delta t} - \mathbf{D}_{FS} [\dot{\mathbf{u}}_S]_{t+\Delta t} - \mathbf{K}_{FS} \Delta \mathbf{u}_S \\ & - \mathbf{D}_{FF} [\dot{\mathbf{u}}_F]_t - \frac{\Delta t}{2} \mathbf{D}_{FF} [\mathbf{u}_F]_t \\ & - \mathbf{K}_{FF} \left\{ \Delta t [\dot{\mathbf{u}}_F]_t + \left(\frac{1}{2} - \beta \right) \Delta t^2 [\ddot{\mathbf{u}}_F]_t \right\} \end{aligned} \quad (2)$$

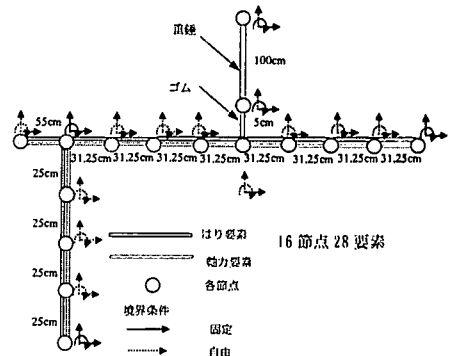


図-3 解析モデル

よって、時刻 $t + \Delta t$ における未知の外力(衝撃力)が次式
のように求められる。

$$\begin{pmatrix} \mathbf{P}_S \end{pmatrix}_{t+\Delta t} = \mathbf{M}_{SF} [\ddot{\mathbf{u}}_F]_{t+\Delta t} + \mathbf{M}_{SS} [\ddot{\mathbf{u}}_S]_{t+\Delta t} + \mathbf{D}_{SF} [\dot{\mathbf{u}}_F]_{t+\Delta t} + \mathbf{D}_{SS} [\dot{\mathbf{u}}_S]_{t+\Delta t} + \mathbf{F}_K \end{pmatrix}_{t+\Delta t} \quad (3)$$

なお、減衰マトリクスについては、次式のようなレイリー減衰公式を用いた。

$$\mathbf{D} = \alpha_R \mathbf{M} + \beta_R \mathbf{K}^0 \quad (4)$$

ただし、 α_R :質量項係数、 β_R :剛性項係数、 \mathbf{K}^0 :初期の剛性マトリクス。

3.2 各部材構成則

(1)重錘

重錘については、軸力要素のみでモデル化し、構成則は、図-4(a)に示すように弾性の抵抗力 Q と変形 q の関係を用いた。

$$\mathbf{Q} = k_N \cdot \mathbf{q} \quad (5)$$

(2)ゴム(緩衝材)

ゴム緩衝材については、図-4(b)のような非線形の軸力要素を用いた。すなわち、これらの抵抗力 Q と変形 q の関係を次式によって与えた。

$$\mathbf{Q} = \bar{\mathbf{Q}} + k_N \cdot \Delta \mathbf{q} \quad (6)$$

ただし、 \mathbf{Q} : $t + \Delta t$ における軸力、 $\bar{\mathbf{Q}}$: t における軸力、 k_N :軸力剛性、 $\Delta \mathbf{q}$: Δt 間の増分変形。

また、点線は高速載荷実験結果を示しており、本モデルの妥当性を確認できている。

(3)PRCはり部材およびPC柱部材

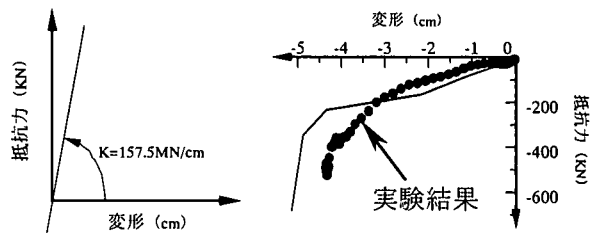
PRCはり部材については、軸力要素および曲げ要素によってモデル化した。軸力要素は、図-4(c-1)に示すように断面力 N と伸び量 δ が弾性応答するものとし、断面のコンクリートおよび鉄筋を考慮した等価剛性 \bar{EA} を用いた。曲げ要素については、限界回転角 q_r を伴う3段階のトリニア弾塑性モデルとして取り扱うものとする。この場合の構成則は以下のように表される。

$$\begin{pmatrix} \mathbf{Q}_R \\ \mathbf{Q}_L \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \bar{\mathbf{Q}}_R \\ \bar{\mathbf{Q}}_L \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} k_{RR} & k_{RL} \\ k_{LR} & k_{LL} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \mathbf{q}_R \\ \Delta \mathbf{q}_L \end{pmatrix} \quad (7)$$

ここで、 \mathbf{Q} : $t + \Delta t$ における曲げモーメント、 $\bar{\mathbf{Q}}$: t における曲げモーメント、 k :弾塑性接線剛性マトリクス、 $\Delta \mathbf{q}$: Δt 間の増分端回転角、添字 R, L:それぞれ要素の右端, 左端を表わす。

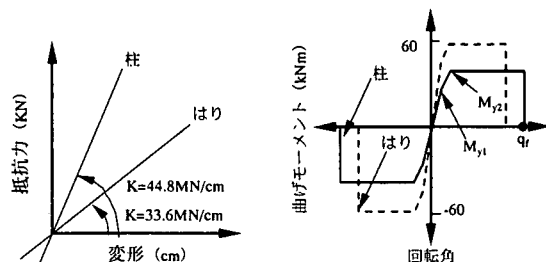
ここで、弾性範囲については、次のようになる。

$$\begin{pmatrix} \Delta \mathbf{Q}_R \\ \Delta \mathbf{Q}_L \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{k}_e \Delta \mathbf{q}_R \\ \mathbf{k}_e \Delta \mathbf{q}_L \end{bmatrix} \quad (8)$$



(a) 重錘

(b) ゴム

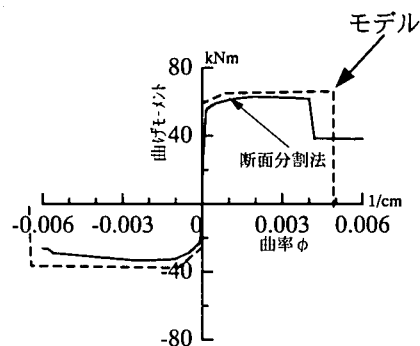


(c-1) 軸力要素

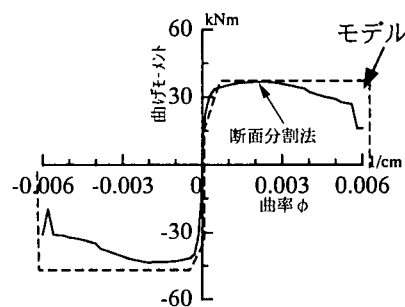
(c-2) はり要素

(c) はりおよび柱部材

図-4 各部材の構成則



(b)はり部材



(b)柱部材

図-5 断面分割法による曲げモーメント～曲率関係
ただし、

$$\mathbf{k}_e = \begin{bmatrix} \frac{4E_i I_i}{l_i} & -\frac{2E_i I_i}{l_i} \\ -\frac{2E_i I_i}{l_i} & \frac{4E_i I_i}{l_i} \end{bmatrix} \quad (9)$$

ここで、 E_i :はり要素のヤング係数、 I_i :はり要素の断面2次モーメント、 l_i :はり要素の長さであり、複合材料断面では、 $E_i I_i = M_i / \phi_i$ として求められる。ここで、 ϕ_i は断面曲率である。

続いて、弾塑性領域では、次のようになる。

$$\Delta \mathbf{M} = \mathbf{k}_{ep} \Delta \mathbf{q} \quad (10a)$$

$$\mathbf{k}_{ep} = \mathbf{k}_e - \mathbf{k}_e \mathbf{N}_e [\mathbf{N}_e^T \mathbf{K}_e \mathbf{N}_e + \mathbf{H}_e]^{-1} \mathbf{N}_e^T \mathbf{k}_e \quad (10b)$$

ここで、 \mathbf{N}_e 、 \mathbf{H}_e は次のように表される降伏条件式の中で、アクティブになっているものの係数マトリクス、または、ベクトルを表す。

$$\Psi = \mathbf{N}^T \mathbf{M} - \mathbf{H} \lambda - \mathbf{r} \leq 0 \quad (11)$$

ここで、 Ψ :降伏条件式ベクトル、 \mathbf{N} :降伏条件式の法線方向マトリクス、 \mathbf{H} :硬化係数、 λ :塑性乗数ベクトル、 \mathbf{r} :塑性容量ベクトルである。

式(9)は式(10)の一部として表されることを考慮すると、要素の接線剛性マトリクスは次式として表される。

$$\mathbf{K}_i = \mathbf{B}_i^T \mathbf{k}_{epi} \mathbf{B}_i \quad (12)$$

この具体的な曲げモーメント～端回転角の関係については、図-2 に示す実断面について、断面分割法を用いて曲げモーメント～曲率関係を求めたうえで、これを図-5 に示すような3段階の弾塑性モデルにモデル化し、耐力が増加した後、終局限界 θ_u によって耐力を失うモデルとした。 θ_u については、曲率に有効断面高さの1/2の長さを乗ずる⁹⁾ことにより求めている。

4. 解析結果および考察

4.1 解析入力条件

解析の際に与えた入力条件を表-1 に示す。

なお、初期条件は、図-6 に示すように極微小時間 ($t_0 = 0.01 \text{msec}$) で重錘の初速度が V_0 になるように重錘に初期換算外力 $P = \frac{P_0}{t_0} t$ ($0 \leq t \leq t_0$, $P_0 = \frac{2mV_0}{t_0}$) として

与えることとし、その後自由運動 ($P = 0$) として解析を実施している。

4.2 解析結果

(1) 静的載荷実験結果との比較

まず、はりおよび柱部材の構成則モデルを用いて、静的載荷実験結果(はり中央鉛直載荷)との比較を行った。図-7 に、荷重～変位関係を示す。実験結果では、変位 10.5cm 以後も 100kN の耐力を有しているが、解析結果はこれをシミュレートしていない。この理由は、解析の終局限界点を最初のPC鋼材が破断した回転角と定めたことによるものであり、結果として解析結果は実験結果よ

表-1 解析条件

時間増分		1.0×10^{-6}
レイリー減衰係数		$\alpha_R=0, \beta_R=4.0 \times 10^{-3}$
重錘	弾性剛性	$k=1.58 \times 10^2$ (MN/cm)
	質量	1000 (kg)
ゴム	非線形軸力	
	質量	3 (kg)
柱	質量	0.75 (kg/cm)
	軸力剛性	$k=33.6$ (MN/cm)
	曲げ初期剛性	200 (MN・cm)
	第1降伏モーメント	$My_1=2.0 \times 10^3$ (KN・cm)
	第2降伏モーメント	$My_2=4.0 \times 10^3$ (KN・cm)
	破壊塑性回転角	$q_1=0.09$ (rad)
はり	質量	1.23 (kg/cm)
	軸力剛性	$k=44.8$ (MN/cm)
	曲げ初期剛性	640 (MN・cm)
	第1降伏モーメント	$My_1=6.4 \times 10^3$ (KN・cm)
	第2降伏モーメント	$My_2=7.0 \times 10^3$ (KN・cm)
	破壊塑性回転角	$q_1=0.08$ (rad)

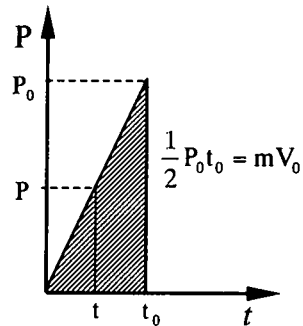


図-6 初期換算外力

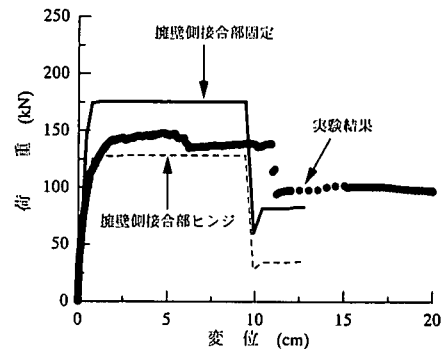


図-7 はり中央荷重～変位関係(静的載荷実験)

りもシビアな計算結果を示していることになる。

また、解析結果は終局限界と定めた変位 11.5cm にほぼ等しい 9.8cm で終局限界となった。また最大耐力については、擁壁側接合部がヒンジとして解析した場合と固定として計算した場合の間に実験値が存在していることがわかる。これは、本実験で擁壁側の接合部がヒンジ状態を仮定しているものの、実際には図-8 に示すように鉛直方向と水平方向にアンカーボルトを設置しているため、

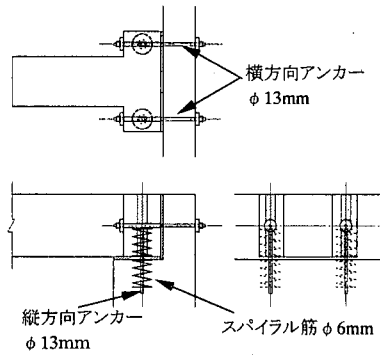


図-7 擁壁側接合部接合状態詳細図

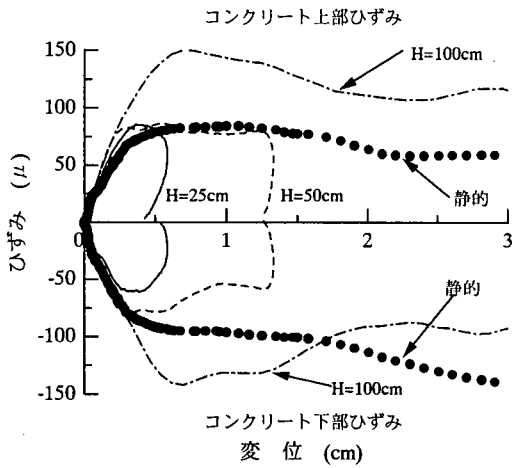
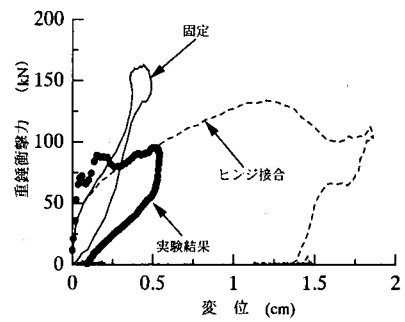


図-9 擁壁接合部近傍コンクリートひずみ～中央点変位関係 (H:落下高さ)

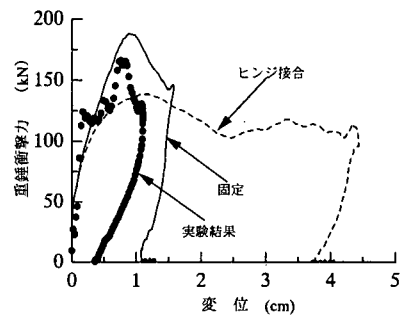
固定状態に近いと考えられるためである。ちなみに、図-9に擁壁から23.5cmの位置のコンクリートは上下部に貼付した荷点変位とひずみゲージの関係を示す。はり上部には引張ひずみが、はり下部には圧縮ひずみが生じており、接合部には負の曲げモーメントが生じていると考えられる。以上のことから、擁壁接合部は接合条件としてはヒンジと完全固定の中間状態に近い接合条件となっていると考えられる。

(2) 重錘落下衝突実験結果との比較

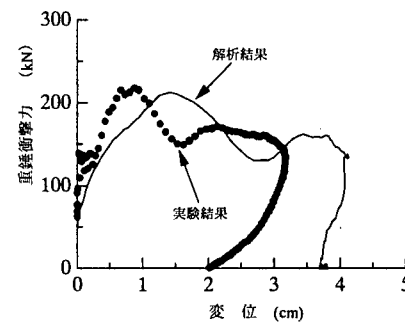
次に、重錘落下衝突実験において基準となるはり中央鉛直荷荷の場合についてシミュレートすることとした。まず、擁壁側接合条件をヒンジと固定とした場合の解析結果と実験結果について比較を行った。すなわち、 $H=25\text{cm}$ 、および $H=50\text{cm}$ の場合の重錘衝撃力～はり中央点変位関係を図-10(a),(b)に示す。 $H=25\text{cm}$ の場合は固定では弾性挙動に近く、ヒンジ接合では弾塑性挙動となった。実験結果との違いが生じている理由としては、静的解析結果と同様に擁壁側の接合状態が、重錘衝突実験でも図-9に示すようにヒンジと固定の中間



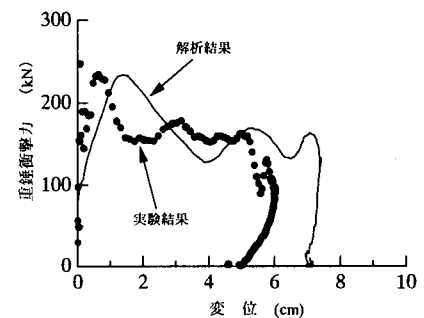
(a) $H=25\text{cm}$



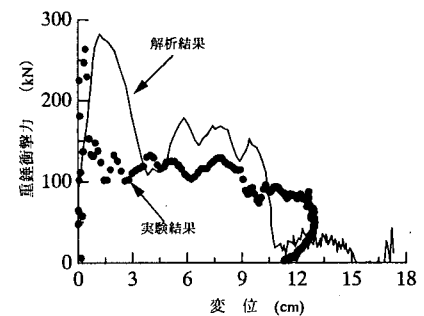
(b) $H=50\text{cm}$



(c) $H=100\text{cm}$



(d) $H=150\text{cm}$



(e) $H=200\text{cm}$

図-10 重錘衝撃力～中央点変位関係

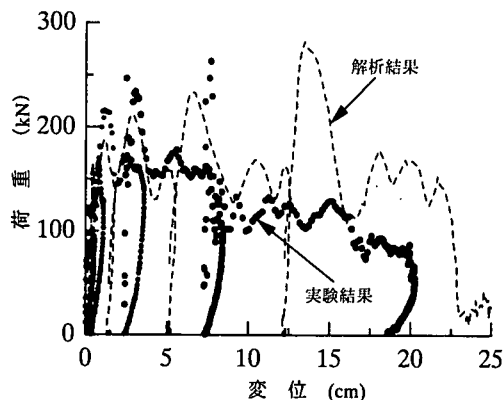


図-11 漸増繰り返し時の衝撃挙動

状態であることが推定され、本解析手法ではそれを考慮できるモデルではないためと考えられる。しかし、 $H=50\text{cm}$ の場合には、ヒンジ接合と実験結果では波形、残留変位が明らかに異なるものの、固定では残留変位が 5mm ほど異なるが、波形、最大衝撃力をほぼシミュレートしていると考えられる。以上のことから、 $H=50\text{cm}$ 以上については擁壁側接合条件を固定と仮定してシミュレートすることとした。

次に落下高さを $H=100\text{cm}$ 、 150cm 、 200cm としたときの重錘衝撃力～はり中央変位関係を図-10(c)～(e)に示す。 $H=200\text{cm}$ において解析では衝撃力が大きくなる傾向にあるが、これは漸増増荷に伴ってはりが受けるダメージを考慮していないのに対し、実験では繰り返し荷重状態ではりの剛性が徐々に低下しているためと考えられる。しかし、全体としてはほぼ良く実験結果をシミュレートできていると考えられる。

図-11 は図-10(a)～(e)をまとめて漸増繰り返し荷重による衝撃挙動を示したもので、解析結果と実験結果の差異が明瞭に表れている。

5. 結論

本研究では、鉛直荷重の場合で最もクリティカルと考えられる主はり中央荷重の実験結果について、骨組はり要素モデルを用いた全体構造での衝撃応答解析を行い、その衝撃挙動について解析的検討を行った。

以下に、本研究の結論を述べる。

- ①静的実験結果をシミュレーションした結果から、擁壁側の接合状態はヒンジと固定の中間状態であることが推定される。
- ②重錘落下衝突実験結果をシミュレーションした結果、

$H=25\text{cm}$ と衝突速度が小さい場合は静的解析と同様擁壁側接合状態がヒンジと固定の中間状態であることが推定される。しかし、衝突速度が速くなるにつれて、擁壁側接合状態は固定状態ではほぼ良く実験結果をシミュレートでき、アンカーボルトの効果が確認された。

- ③ロックシェッド模型の終局限界に近い落下高さでは、その誤差が大きくなる傾向にあった。これは繰り返し衝突時のはりおよび接合部の損傷を考慮していないためと考えられる。
- ④しかし、本解析法は、漸増繰り返し荷重実験による衝撃挙動をある程度シミュレートできるものと考えられる。

参考文献

- 1) 岸徳光, 竹本伸一, 三上浩, 今野久志: T型 PRC 梁の静的・衝撃耐荷性状に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.1827~1838, 1998年3月。
- 2) 竹本伸一, 岸徳光, 佐藤昌志, 三上浩: 各種 PRC 梁の静的および衝撃耐荷性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.2, pp.1155~1160, 1997年5月。
- 3) 佐藤大, 岸徳光, 三上浩, 今野久志, 佐藤昌志: 各種 PRC 桁の衝撃耐荷性状, 土木学会第54回年次学術講演会講演概要集, I-B299, pp.594~595, 1999年9月。
- 4) 石川信隆, 圓林栄喜, 香月智, 太田俊昭: 高速荷重を受けるPCおよびPRCはりの動的終局限界特性に関する実験的研究, 材料, Vol.49, No.1, pp.72~79, 2000年1月。
- 5) 圓林栄喜, 香月智, 石川信隆, 太田俊昭: 速度制御型動的解析法によるポストテンションPRCはりの動的曲げじん性の推定法, 応用力学論文集, Vol.2, pp.313~324, 1999年8月。
- 6) 佐藤弘史, 間瀬利明, 二川英夫, 圓林栄喜, 石川信隆, 若林修: じん性を高めたPCロックシェッドの静的強度に与える荷重位置の影響, 第4回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集, pp.85~90, 1998年6月。
- 7) 佐藤弘史, 間瀬利明, 二川英夫, 圓林栄喜, 石川信隆, 若林修: じん性を高めたPCロックシェッドの斜め衝撃荷重実験, 第4回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集, pp.91~96, 1998年6月。
- 8) 建設省土木研究所: PRC製ロックシェッドの設計法に関する共同研究報告書, pp.20~33, 1996年3月。
- 9) W.Gene Corley: ROTATIONAL CAPACITY OF REINFORCED CONCRETE BEAMS, Proc. of ASCE, Vol.92, ST5, pp.121~146, 1996.10.