

鋼球のコンクリート供試体への振り子式衝突実験による局部損失エネルギーとその評価モデルに関する基礎的研究

鈴木真次¹・香月智²・石川信隆³・石川芳治⁴・古川浩平⁵

¹正会員 工修 防衛大学校研究員 土木工学科 (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

²正会員 工博 防衛大学校助教授 土木工学科 (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

³フェロー 工博 防衛大学校教授 土木工学科 (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

⁴農博 京都府立大学助教授 農学部林学科(前建設省土木研究所砂防研究室長)(〒606 京都市左京区下鴨半木町1)

⁵正会員 工博 山口大学教授 工学部社会建設工学科 (〒755 山口県山口市常盤台2557)

本研究は、巨礫や落石によるコンクリート構造物への衝突局部現象を解明するため、まず新しく考案した振り子式衝突局部実験装置を用いて、コンクリート供試体に対して衝突局部実験を行い、衝突局部での損失エネルギーを測定した。次に、衝突局部におけるモデル化として局部ばねとダッシュポットおよびダミー質量を含めた3種類のレオロジーモデルを提案し、衝突局部実験の結果と比較検討を行うとともに、さらに、本解析モデルを用いてコンクリート製砂防ダム袖部への衝撃模型実験をシミュレートしたものである。

Key Words: local dissipated energy, rheology model, impact point, concrete check dam wing

1. 緒言

近年、コンクリート製砂防ダム袖部が土石流中の巨礫の衝突により根元部から瞬時に破壊する例が数多く見られた。この原因を究明するため、下田ら^{1),2)}は、模型実験や個別要素法および簡単なレオロジーモデルを用いて検討を行ってきた。しかし、コンクリート構造物に巨礫が衝突する際、衝突局部で約何%のエネルギーが逸散し、構造全体には約何%のエネルギーが吸収されるのか、また約何%のエネルギーが音や振動などによって失われてしまうのかといった定量的な検討は未だなされていなかった。さらに、衝突局部における解析モデルとそのパラメータ(局部ばね定数や局部減衰定数など)に対する詳細な検討もあまりなされていなかった。

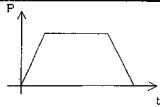
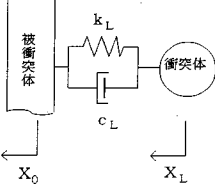
従来、落石などの衝撃荷重を受ける構造物の衝撃応答解析においては、衝撃荷重を入力するか出力させるかによって、一般に表-1のように2つの考え方があ

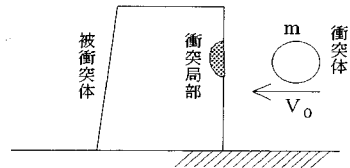
る。その一つは、予め実物大の落石衝突実験を行って衝突荷重(重錘の加速度×質量)～時間曲線を測定しておき、これを構造物の衝撃応答解析における入

力として与える方法である。例えば、吉田ら³⁾は落石実験のデータベースを作成し、衝突荷重～時間曲線のモデル化を行って実用に供している。また、菅田・岸ら⁴⁾もRC落石覆工の衝撃応答解析において、サンドクッションを通過した伝達衝撃力～時間曲線を実物実験から求めて、これを用いている。しかし、この方法は、当該の落石条件に適した実物実験データがある場合は良いが、落石条件や構造物が異なる場合また実験データがない場合には解析を行うことができず、また衝突局部で何%のエネルギーが消費されたかを把握できない。さらに、本来衝突荷重は、衝突体と被衝突体(構造物)との相互作用によって生ずるもので、それぞれの剛性に大きく依存するものである。つまり衝突荷重は、本来入力するものでなく、出力(発生)させるべきものと考えられる。

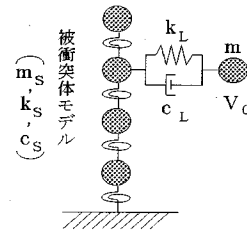
この考え方に基づく第2の方法として、衝突体の質量 m と衝突速度 V_0 を与えて、衝突体と被衝突体との間に、ある接触モデルを導入して、構造全体の解析により衝突荷重を発生させる方法である。例えば、宮本ら⁵⁾はコンクリート版に衝突物(車両または航空機)が衝突する際に、レオロジーモデル(ばね・ダッシュポット)を導入して衝撃破壊挙動解析を

表-1 衝撃応答解析における衝突荷重の考え方

衝突荷重	方法	モデル
I 入力	実験データなどよ 衝撃荷重～時間曲 を入力として与 る。	
II 出力	衝突体の質量 m 衝突速度 V_0 を え、解析モデルよ 衝撃荷重～時間曲 を算定(発生) る。	



(a) 砂防ダム袖部への衝突実験



(b) 解析モデル

図-1 従来の衝突実験と解析モデル

行っており、また下田ら^{1),2)}も前記のようなコンクリート製砂防ダム袖部の衝撃破壊解析において、また園田ら⁶⁾もロックシェットのサンドクッションによる衝撃緩衝効果やPC落石覆工の終局限界解析において、衝突体(落石)と被衝突体(コンクリート構造物やサンドクッション)との間に、レオロジーモデルを用いて衝撃荷重を発生させている。しかし、このレオロジーモデルの問題点は、局部ばね(接触ばね) k_L や局部ダッシュポット c_L の定数をどのように設定するかであり、常にレオロジーモデルを用いた衝撃応答解析における難点であった。

著者らは、鉄筋コンクリート製砂防ダム袖部の耐衝撃性能の評価法を確立するため縮小モデル実験を行い¹⁾その破壊限界について定性的に考察した。その上で、破壊限界に至るまでの衝撃応答の実験結果を定量的観点から簡潔に説明できる解析手法について検討中である。その一つは、被衝突体を個別要素法によりモデル化するものであり⁷⁾、もう一方は、図-1(b)に示すようなはりにモデル化⁸⁾するものである。その研究過程で、実験結果とシミュレーションとの間には、構造物に生ずるひずみエネルギーに大きな隔たりがあり、実験結果に比してシミュレーション結果は構造物の応答が過大に大きくなる傾向があることが判明してきた。その補正のために、①構造内部の塑性応答によるエネルギー逸散や②動粘性項によるエネルギー逸散を修正することも試みているが、それだけでは説明がつかない場合もある。その場合、局部のレオロジーモデルでの逸散エネルギーを大きくする方法が考えられるが、この点に関して定量的に実測した研究が見当たらない。

そこで、本研究は、このような難点を克服するため、主として巨礫によるコンクリート製砂防ダム袖部の衝突問題を念頭におき、衝突局部における損失エネルギーとその解析モデルについてエネルギー的

観点から基礎的に検討したものである。すなわち、まず衝突局部において衝突中に損失するエネルギーを振り子式衝突局部実験により直接測定する方法を考案し、これを用いてコンクリート供試体の局部損失エネルギーが、衝突速度やコンクリート厚さなどによってどのように変化するかを調べた。

次に、衝突局部における接触解析モデルとして、局部ばねと局部ダッシュポットに付加してダミー質量(音や振動などの逸散エネルギーを考慮するため)を考慮した3種類のレオロジーモデルを提案し、これらの解析モデルの妥当性についてエネルギー的観点から検証した。最後に、これらの解析モデルを用いてコンクリート製砂防ダム袖部の衝突模型実験をシミュレーションし、本解析モデルの応用性についても検討したものである。

2. 衝突局部実験

(1) 基本的な考え方

巨礫などの衝突体がコンクリート製砂防ダム袖部などの被衝突体に衝突する際、衝突局部で約何%のエネルギーが損失し、構造全体に約何%のエネルギーが吸収されるかを調べる必要がある。その理由は、袖部の破壊が衝突局部ではなく、構造全体つまり袖部根元部のひびわれ発生により転倒してしまうことであった。すなわち、破壊は構造系の根元に約何%のエネルギーが伝達されたかに依存するため、そのためには、衝突局部において約何%のエネルギーが損失されたかその分担率を定量的に調べることができる実験方法と解析方法の開発が必要である。

従来の構造物に対する衝突実験では、局所の応答と構造系全体の応答が明確に分離できず、巨礫や落石のもつ運動エネルギーがどのように逸散されたか全く不明であった。

すなわち、図-1に示すような巨礫のコンクリート構造物への衝撃問題において、エネルギー的観点から分析すると、当初巨礫の持っている運動エネルギーは、任意時刻 t において次の6つのエネルギーに分離されるものと考えられる。

$$E_0 = E_{mv} + E_{LD} + E_{LS} + E_{sv} + E_{SD} + E_{SS} \quad (1)$$

ただし、

E_0 : 巨礫のもつ衝突前の運動エネルギー ($= \frac{1}{2} m_1 V_0^2$),

E_{mv} : 巨礫のもつ衝突後の運動エネルギー ($= \frac{1}{2} m_1 V_t^2$),

E_{LD} : 衝突局部での減衰による損失エネルギー,

E_{LS} : 衝突局部でのひずみエネルギー,

E_{sv} : 構造物の衝突後の運動エネルギー

(局所の運動エネルギーも含む),

E_{SD} : 構造物の減衰による損失エネルギー,

E_{SS} : 構造物のひずみエネルギー,

V_0 : 巨礫の初速度,

V_t : 任意時刻 t における衝突体の速度,

m_1 : 巨礫の質量.

いま衝突開始点 ($t = 0$) においては、未だ衝突局部や構造系全体においてもエネルギーが損失されていないので、 E_0 は次式のようになる。

$$E_0 = E_{mv} = \frac{1}{2} m_1 V_0^2 = \frac{1}{2} m_1 V_0^2 \quad (2)$$

次に、任意時刻 t において構造物のひずみエネルギー E_{SS} は次式のように求められる。

$$E_{SS} = \frac{1}{2} m_1 V_0^2 - E_{mv} - E_{LD} - E_{LS} - E_{sv} - E_{SD} \quad (3)$$

一方、 E_{SS} は、ひずみエネルギーであるので一般的に次式によって与えられる

$$E_{SS} = \int \int \int_0^{\epsilon} \sigma d\epsilon dW \quad (4)$$

ここで、 W : 構造物の体積、 σ : 応力、 ϵ : 構造物のひずみ。

よって、明らかに E_{SS} が大きくなると、当然構造物内部の最大ひずみ ϵ_{max} も大きくなる。すなわち、破壊ひずみに達しやすくなる。式(3)は、同一の衝突エネルギー $\frac{1}{2} m_1 V_0^2$ に対して、 $E_{mv} \sim E_{sv}$ の和が大きいほど E_{SS} が小さく、逆に小さくなれば E_{SS} は大きくなることを示している。つまり、式(3)中で E_{mv} (衝突体の運動エネルギー) と E_{sv} (構造物の運動エネルギー) が衝突後の停止状態では0となることを考慮すると、局部での減衰エネルギー E_{LD} や

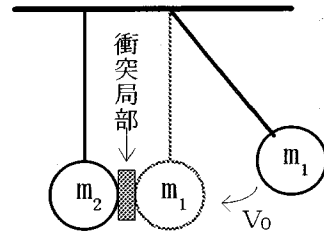


図-2 振り子式衝突局部実験のアイデア

ひずみエネルギー E_{LS} および構造系の減衰エネルギー E_{SD} が小さいほど構造系のひずみエネルギー E_{SS} が大きくなるため、構造物は破壊しやすいことになる。中でも局部減衰エネルギー E_{LD} や非線形挙動による局部ひずみエネルギー E_{LS} は、衝突局部で失われ系全体の中から消失してしまうエネルギーであるので、衝突現象を解明するうえで極めて重要である。しかし、前述のように、従来の構造物への衝突実験では、局部減衰エネルギー E_{LD} および構造減衰エネルギー E_{SD} を分離して計測することはできない。

そこで、本研究では図-2に示すように振り子式衝突局部実験装置を考案し、局部損失エネルギー E_L ($= E_{LD} + E_{LS}$) のみを測定することを試みた。すなわち、図-2に示すように被衝突体 (構造物) m_2 を剛体振り子にモデル化し、衝突体 m_1 を衝突局部に挟んだコンクリート供試体に衝突させる方法である。つまり、この方法では、構造物側のひずみエネルギー E_{SS} と構造減衰エネルギー E_{SD} が図-2の系の中に含まれていないため、式(1)は次式のように変化する。

$$E_0 = E_{mv} + \frac{E_{LD} + E_{LS}}{E_L} + E_{sv} \quad (5)$$

ただし、 E_L : 局部損失エネルギー。

ここで、任意時刻 t における構造物の運動エネルギー E_{sv} は、次式のように表される。

$$E_{sv} = \frac{1}{2} m_2 V_{2t}^2 \quad (6)$$

ただし、 m_2 : 被衝突体 (構造物) の質量

(衝突局部を含む),

V_{2t} : 被衝突体 (構造物) の時刻 t での速度。

よって、局部損失エネルギー E_L ($= E_{LD} + E_{LS}$) は、式(5)より次式のように求められる。

$$E_L (= E_{LD} + E_{LS}) = E_0 - E_{mv} - E_{sv} \\ = \frac{1}{2} m_1 V_0^2 - \frac{1}{2} m_1 V_t^2 - \frac{1}{2} m_2 V_{2t}^2 \quad (7)$$

さらに、衝突終了時 ($t = t_e$) では衝突体および被衝突体の速度がそれぞれ $V_{1e} = V_1$ 、 $V_{2e} = V_2$ となるた

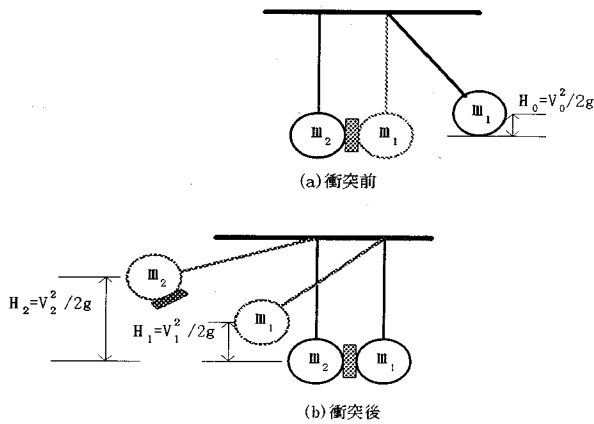


図-3 局部損失エネルギーの算定原理

め、衝突終了時における局部損失エネルギー E_L は結局次式によって算出されることになる。

$$E_L (= E_{LD} + E_{LS}) = \frac{1}{2} m_1 V_0^2 - \frac{1}{2} m_1 V_1^2 - \frac{1}{2} m_2 V_2^2 \quad (8)$$

ただし、

V_1 : 衝突体の衝突終了時の速度 ($= \sqrt{2gH_1}$) ,

V_2 : 被衝突体の衝突終了時の速度 ($= \sqrt{2gH_2}$) .

よって、本装置を用いて図-3(a)の衝突前の衝突体の振り上げ高さ H_0 と図-3(b)の衝突後における衝突体と被衝突体の高さ H_1 , H_2 を計測することにより、衝突間にコンクリート供試体が逸散した局部損失エネルギー E_L を ΔE と置き直して次式によって算定することができる。

$$\Delta E = E_L = m_1 g H_0 - m_1 g H_1 - m_2 g H_2 \quad (9)$$

ただし、

H_0 : 衝突体の初期振り上げ高さ ($= V_0^2/2g$) ,

H_1 : 衝突体の衝突後の振り上げ高さ ($= V_1^2/2g$) ,

H_2 : 被衝突体の衝突後の振り上げ高さ ($= V_2^2/2g$) ,

g : 重力加速度.

(2) 実験の概要

実験装置は、図-4に示すように振り子の回転半径が135cmで、重さが25kgfの鋼製衝突体を重さ25kgfおよび50kgfの被衝突体(剛構造)に付着させたコンクリート供試体に衝突させるものである。この際、側方からセットした高速ビデオを用いて衝突後の衝突体および被衝突体の最高点位置の振り上げ高さ H_1 , H_2 を測定した。また、衝突間の衝突体および被衝突体の加速度の時刻歴データを得るため、それぞれに加速度計をセットした。写真-1にその実験状況を示す。

衝突体は、図-5(a)に示すように、重量は25kgf

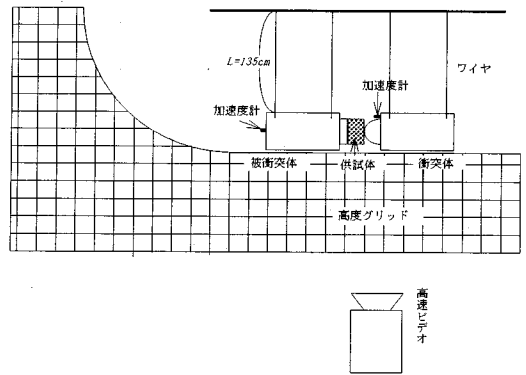


図-4 振り子式衝突局部実験装置

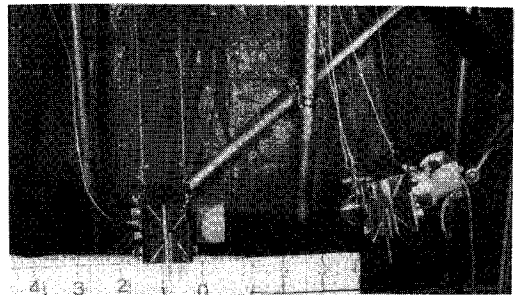


写真-1 振り子式衝突局部実験装置

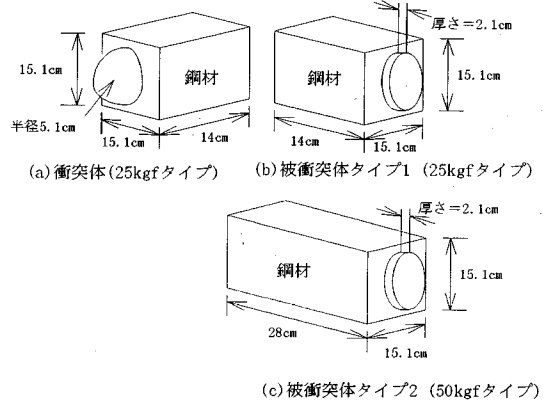


図-5 衝突体、被衝突体 (1kgf=9.8N)

タイプで前面に半径5.1cmの球面の衝突面を有する鋼材(材質S45C)である。被衝突体は、供試体取り付け面の形状が平板で、重量および材質ともに衝突体と同じタイプ1と、重量が2倍の50kgfタイプであるタイプ2の2種類を用いた。

衝突局部の材料として使用したコンクリート供試体は、粗骨材によるばらつきの影響を除くためにモルタル材料とし、その配合は表-2に示すように圧縮強度400kgf/cm²を有する普通強度モルタルであり、供試体厚さは、図-6に示すように5cmと7cmの2種類である。

表-2 コンクリートの配合および強度

項目	数量
水セメント比	0.47
セメント(kgf/m ³)	600
水(kgf/m ³)	298
細骨材(kgf/m ³)	1300
圧縮強度(kgf/cm ²)	400

ただし, 1kgf/cm²=9.8N/cm², 1kgf/m³=9.8N/m³

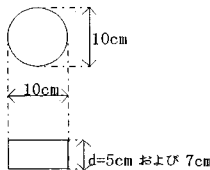


図-6 コンクリート供試体

表-3 実験ケース

供試体材料	供試体厚さd (供試体重量)	衝突体重量 (m ₁ g)	被衝突体重量 (m ₂ g)	衝突速度	合計
コンクリート	5cm (820gf)	25kgf/77 (22.90kgf)	25kgf/77 (21.70kgf+供試体重量)	100 cm/sec	12 ケース
	7cm (1230gf)	25kgf/77 (22.90kgf)	50kgf/77 (48.57kgf+供試体重量)	300 cm/sec	
				400 cm/sec	

ただし, 1kgf=9.8N

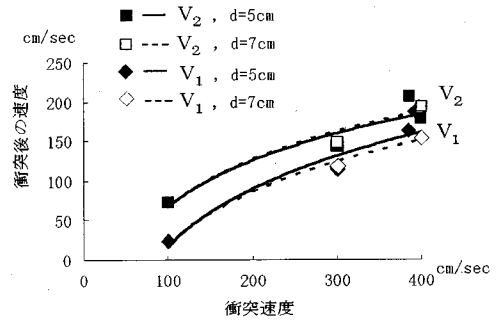
以上の供試体の種類に加えて, 衝突速度を1.0m/sec, 3.0m/sec, 4.0m/secの3種類とし, 表-3に示す12通りの実験ケースを1ケースにつき2回づつ実験した。

なお, 衝突体, 被衝突体とも実験に先立ち各衝突速度を最大速度とする自由振動させ, 振り子自体の減衰がほとんど生じないことを確認した。また, 供試体を何もはさまない鋼球のみの衝突実験を行い, そのときの運動エネルギーが約95%保存される弾性衝突となることを確認した。

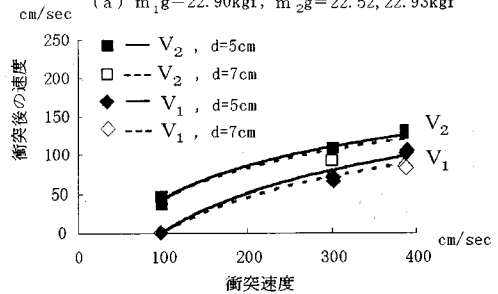
3. 実験結果と考察

(1) 衝突前の速度V₀~衝突後の速度V₁, V₂との関係

図-7にコンクリート供試体の衝突体の衝突速度V₀(=√2gH₀)と衝突後の衝突体および被衝突体の速度V₁(=√2gH₁), V₂(=√2gH₂)の関係を示す。ここで, 衝突速度や衝突後の速度は, 式(7)のV₁, V₂で示したように衝突体の初期振り上げ高さおよび衝突後の衝突体, 被衝突体の最大振り上げ高さをもって算出した。図-7(a)は, m₁g=22.90kgf, m₂g=22.52, 22.93kgfの場合, 図-7(b)は, m₁g=22.90kgf, m₂g=49.39, 49.80kgfの場合においてコンクリート供試



(a) m₁g=22.90kgf, m₂g=22.52, 22.93kgf



(b) m₁g=22.90kgf, m₂g=49.39, 49.80kgf

図-7 衝突速度V₀と衝突後速度V₁, V₂との関係

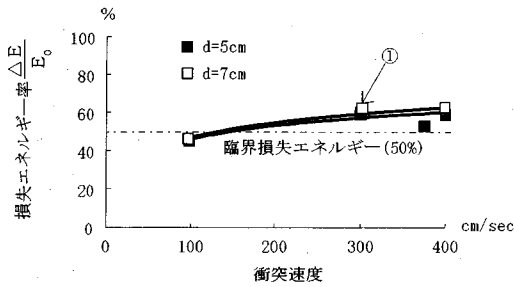
体の厚さdをパラメータとして示したものである。これより, 衝突後の速度V₁, V₂はいずれも供試体の厚さの影響をあまり受けていないこと, また衝突速度V₀が速くなるにつれて大きくなることが認められた。さらに, 被衝突体の質量m₂が2倍になるとV₁, V₂とも約1/2遅くなることがわかった。

(2) 局部損失エネルギー率~衝突速度関係

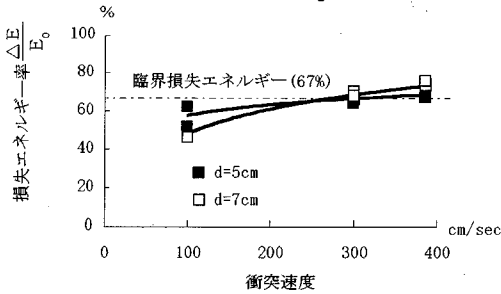
図-8は, コンクリート供試体の局部損失エネルギー率~衝突速度関係を示したものである。ここに, 局部損失エネルギー率とは, 衝突体の衝突前の運動ポテンシャルエネルギーE₀に対する局部損失エネルギーΔEの比であり, 次式によって求められる。

$$\frac{\Delta E}{E_0} = \frac{m_1 H_0 - m_1 H_1 - m_2 H_2}{m_1 H_0} \quad (10)$$

図-8(a)は, m₁g=22.52kgf, m₂g=22.52, 22.93kgfの場合, 図-8(b)は, m₁g=22.90kgf, m₂g=49.39, 49.80kgfの場合のΔE/E₀~V₀関係をコンクリート供試体の厚さdをパラメータとして示したものである。これより, 損失エネルギー率ΔE/E₀は, 供試体厚さdの影響はあまり受けにくいこと, また衝突速度が速くなるとやや増大する傾向にあることが認められる。ここで, 衝突体と被衝突体とが衝突後一体化する(V₁=V₂)いわゆる完全非弾性衝突の状態時における臨界損失エネルギーをΔE_cとすると, 次の運動量保存則を用いて以下のように求められる。



(a) $m_1g=22.90\text{kgf}$, $m_2g=22.52, 22.93\text{kgf}$



(b) $m_1g=22.90\text{kgf}$, $m_2g=49.39, 49.80\text{kgf}$

図-8 コンクリートの損失エネルギー率
～衝突速度関係

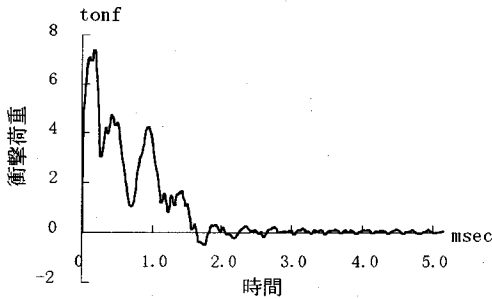


図-9 衝突時における衝撃荷重の一例($d=5\text{cm}$,
 $m_1g=22.90\text{kgf}$, $m_2g=22.52\text{kgf}$, 衝突速度 400cm/sec)

$$m_1V_0 = (m_1 + m_2)V_1 \quad (11a)$$

よって、臨界損失エネルギー ΔE_c は

$$\Delta E_c = \frac{1}{2}m_1V_0^2 - \frac{1}{2}(m_1 + m_2)V_1^2 \quad (11b)$$

式(10a)の V_1 を式(10b)に代入して、臨界損失エネルギー率 $\Delta E_c/E_0$ を求めると、次式が得られる。

$$\frac{\Delta E_c}{E_0} = \frac{m_2}{m_1 + m_2} \quad (11c)$$

式(10c)に図-8(a)の $m_1g=22.90\text{kgf}$, $m_2g=22.52\text{kgf}$ を代入すると $\Delta E_c/E_0=0.50$ つまり50%となり、図-8(b)では、 $\Delta E_c/E_0=0.67$ つまり67%となる。よって、図-8(a), (b)では、衝突速度 $V_0=300\text{cm/sec}$ および $V_0=400\text{cm/sec}$ において損失エネルギー率 $\Delta E/E_0$ ($=60\% \sim 75\%$) が臨界損失エネルギー $\Delta E_c/E_0$ ($=50\%, 67\%$) を超えており、完全

非弾性衝突を超過する損失エネルギーが生じていることがわかる。つまり、完全非弾性衝突の場合は衝突後の2物体の速度 V_1, V_2 が等しくなければならないが、図-8(a)の①で示した $V_0=300\text{cm/sec}$ の場合は $V_1=116\text{cm/sec}$, $V_2=143\text{cm/sec}$ となって、両者は一致していない。また、全ての実験ケースにおいて図-9に見られるような衝撃荷重の波形が観測(被衝突体の加速度×被衝突体の重量)され、衝突は数回に渡るものではないことがわかる。しかし、完全非弾性衝突時の損失エネルギーを超える損失エネルギーが発生しており、音や振動等で失われるエネルギーが存在していることを示唆している。このことは、後述の解析モデルの検討において有用な情報を与えることになる。

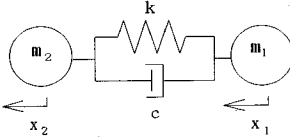
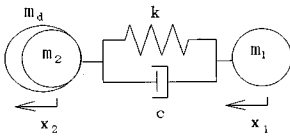
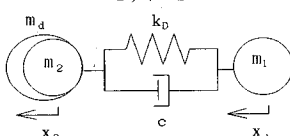
4. 衝突局所の解析モデルの検討

衝突局所での力と変形の関係は、弾性問題においても接触問題の範疇に入る非線形性を有するうえに、コンクリート供試体には残留へこみやひびわれが入るため、詳細な解析としては極めて複雑な非線形問題である。しかし、本研究の目的とする解析モデルは、前述のようにはりモデル解析や個別要素法と組み合わせて用いることである。そこで、本研究では前記局所損失エネルギーを再現できる簡易な解析モデルを開発するため、エネルギー的観点から信頼性のある実用的な解析モデルについて提案するものである。すなわち、衝突局所における簡易な解析モデルとして、表-4に示す3つのモデルを提案し、これらの妥当性、適用限界および実用性について検討するものである。

まず、モデル1は従来の解析^{1), 2), 5), 6), 9)}で最も多用されてきた単純なフォークトモデルであり、ばね定数 k は静的局所実験により、減衰定数 h は同定問題により求めるものである。

次に、モデル2はモデル1の適用限界を認識したうえで、完全非弾性衝突を超える損失エネルギーを補完する意味でダミー質量を付加し、衝突後の衝突体および被衝突体の速度を一致するように、減衰定数 h とダミー質量 m_d を同定解析により決定するものである。モデル1の適用限界については後述するが、その適用限界を克服する施策として、モデル2以前にはばね部分の非線形性による改良についても検討を試みた。その一つは、図-10に示す局所ばねの弾塑性モデルの検討である。このモデルは、①静的めり込み実験による結果よりコンクリート供試体にひびわれが入った場合でも弾性勾配が低下することはないこ

表-4 検討レオロジーモデルの比較

モデル	既知数	未知量	同定条件
モデル1 	m_1 : 衝突体質量 m_2 : 被衝突質量 V_0 : 初速度 k : ばね定数	h : 減衰定数	損失エネルギーが実験結果と一致 $\Delta E = \Delta E_e$ ただし, ΔE : 実験による損失エネルギー ΔE_e : 解析による損失エネルギー
モデル2 	m_1 : 衝突体質量 m_2 : 被衝突質量 V_0 : 初速度 k : ばね定数	h : 減衰定数 m_d : ダミー質量	速度が実験結果と一致 $V_1 = V_{1e}, V_2 = V_{2e}$ 暗黙のうちに臨界を越えた実験結果を含む損失エネルギーも実験結果と一致 ($\Delta E = \Delta E_e$) ただし, V_1 : 実験による衝突後の衝突体速度 V_2 : 実験による衝突後の被衝突体速度 V_{1e} : 解析による衝突後の衝突体速度 V_{2e} : 解析による衝突後の被衝突体速度
モデル3 	m_1 : 衝突体質量 m_2 : 被衝突質量 V_0 : 初速度	h : 減衰定数 m_d : ダミー質量 k_D : 動的ばね定数	速度と衝突接触時間が実験結果と一致 $V_1 = V_{1e}, V_2 = V_{2e}, t_{e0} = t_e$ 暗黙のうちに臨界を越えた実験結果を含む損失エネルギーも実験結果と一致 ($\Delta E = \Delta E_e$) ただし, t_{e0} : 実験における衝突接触時間 t_e : 解析における衝突接触時間

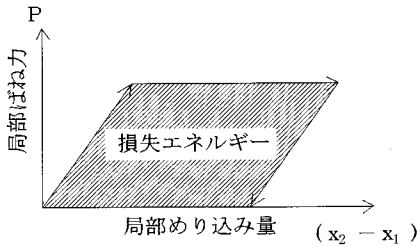


図-10 局部ばねの弾塑性モデル

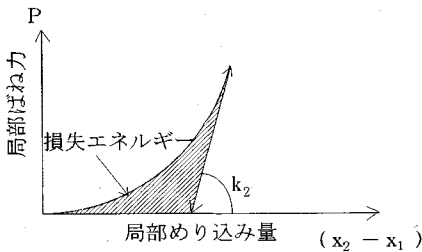


図-11 局部ばねの非線形モデル

と(図-14参照), ②ばね定数を低下させると反発力が失われるため, 結局完全非弾性衝突となり臨界損失エネルギーを超える現象が表現できないこと.
 ③また, 実験では衝突後の m_1 と m_2 の速度差が大きく決して完全非弾性衝突にはならなかったことなどの理由により, 図-10の局部ばねの弾塑性モデルは適当でないことが判明した. 次に, 図-11に示すようなばね定数が徐々に増す非線形性モデルについても検討した. この場合は反発力が維持されて実験に

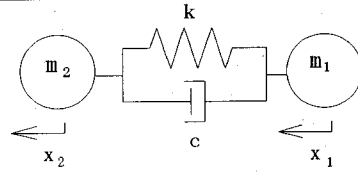


図-12 モデル1

見られた m_1 と m_2 に離反時の速度差が得られる利点があるが, 離反時のばね定数 k_2 を大きくとつても, その損失エネルギーは実験で計測されたものの1割にも満たないことがわかり, 図-11の非線形モデルも適当でないことがわかった. 以上のことにより簡便性を保ちながら実験で得られた損失エネルギーを説明できるモデルとして表-4のモデル2を検討するものである.

さらに, モデル3はモデル2をさらに拡張して, 衝突接触時間も一致するように, 動的ばね定数 k_D , 減衰定数 h とダミー質量 m_d の3つのパラメータを同定するものである.

(1) モデル1

モデル1は, 図-12に示す簡易なフォークトモデルであり, 局部ばね定数 k を静的局部めり込み実験により, 減衰係数 c ひいては減衰定数 h を衝突局部実験結果から同定するものである.

a) 局部ばね定数 k の決定

局部ばね定数 k を決定するための静的局部めり込

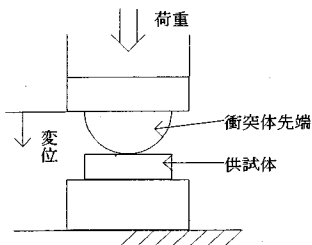


図-13 静的局部めり込み実験

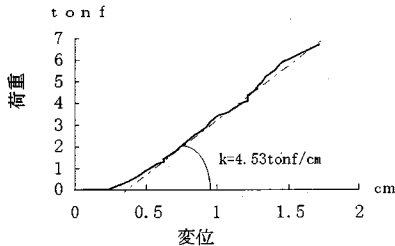


図-14 コンクリート供試体(d=5cm)の静的局部実験結果とばね係数(1tonf=9.8kN)

表-5 供試体の局部ばね定数

材料	厚さ(d)	局部ばね定数
コンクリート	5 cm	4.53tonf/cm
	7 cm	4.51tonf/cm

ただし、1tonf/cm=9.8kN/cm

み実験は図-13に示すように振り子式実験に用いたコンクリート供試体に対して、衝突実験と同様に周囲を拘束せずに行った。その際載荷点中心に十字のひびわれが発生した。その荷重～局部変位関係は図-14に示すように得られる。衝突実験における局部めり込み量の最大値が約1.5cmであることを考慮して、その接線勾配を求めると、表-5のような局部ばね定数が求められる。これより、コンクリート供試体の局部ばね定数はコンクリート厚さに関係なく $k \approx 4.5 \text{ tonf/cm}$ として差し支えない。

b) 減衰定数 h の決定のための基本式

まず図-12に示す2質点モデルの運動方程式は、局部ばね定数を一定として次式のように表される。

$$\begin{aligned} m_1 \ddot{x}_1 + c(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + k(x_1 - x_2) &= 0 \\ m_2 \ddot{x}_2 - c(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) - k(x_1 - x_2) &= 0 \end{aligned} \quad (12a)$$

ただし、 k ：局部ばね定数、

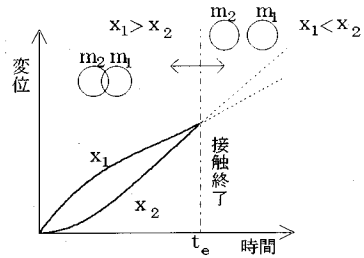
c ：局部減衰係数、

x_1 ：衝突体の変位、

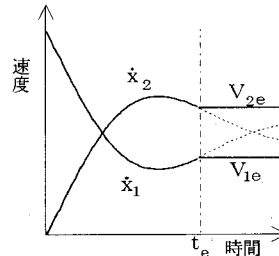
x_2 ：被衝突体の変位、

($\dot{\quad}$) および ($\ddot{\quad}$) は時間による微分を表す。

ここで、局部減衰係数 c と局部減衰定数 h との関係は次式のように表される。



(a) 変位～時間関係



(b) 速度～時間関係

図-15 モデル1の変位および速度の時刻変化

$$c = 2h \sqrt{\frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2} k} \quad (12b)$$

式(11a)を衝突開始時($t=0$)において、次の境界条件を与えて解くと

$$x_{1(t=0)} = 0, \quad x_{2(t=0)} = 0 \quad (13a, b)$$

$$\dot{x}_{1(t=0)} = V_0, \quad \dot{x}_{2(t=0)} = 0 \quad (13c, d)$$

変位の一般解は、次式のようになる。

$$x_1 = e^{-pt} V_0 \left(\frac{m_2}{(m_1 + m_2)\omega} \sin(\omega t) + \frac{m_1}{m_1 + m_2} V_0 t \right) \quad (14a)$$

$$x_2 = -e^{-pt} V_0 \left(\frac{m_1}{(m_1 + m_2)\omega} \sin(\omega t) + \frac{m_1}{m_1 + m_2} V_0 t \right) \quad (14b)$$

ただし、 $p = h \sqrt{\frac{k}{M}}$ 、 $\omega = \sqrt{\frac{k}{M}(1-h^2)}$ 、

$$M = \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2}$$

また、速度 \dot{x}_1 、 \dot{x}_2 は次式のように得られる。

$$\dot{x}_1 = e^{-pt} V_0 \left(\frac{m_2}{(m_1 + m_2)\omega} (-p \sin \omega t + \omega \cos \omega t) + \frac{m_1}{m_1 + m_2} V_0 \right) \quad (15a)$$

$$\dot{x}_2 = -e^{-pt} V_0 \left(\frac{m_1}{(m_1 + m_2)\omega} (-p \sin \omega t + \omega \cos \omega t) + \frac{m_1}{m_1 + m_2} V_0 \right) \quad (15b)$$

この変位～時間関係を、 $h < 1.0$ において計算すると、図-15(a)に示すようになり、また速度～時間関係は図-15(b)のようになる。

図-15(a)に示す変位～時間関係で、衝突開始後しばらくの間は $x_1 > x_2$ となり、衝突体が被衝突体に接触しているが、しばらく経つと $x_1 = x_2$ となる。この時刻以降は2つの物体が接触を終了し離反し始める

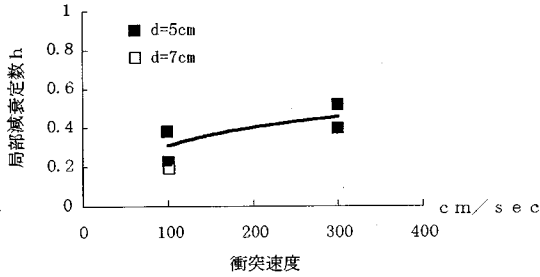


図-16 局部減衰定数 h ~ 衝突速度関係

(モデル1: $m_1g = 22.90\text{kgf}$, $m_2g = 22.52, 22.93\text{kgf}$)

ことになり、この時刻を衝突終了時刻 t_e とする。また、この t_e 以後は、接触力が働かなくなるので、モデル1の速度は、 V_1, V_2 とも値はそれぞれ異なるが一定値 V_{1e}, V_{2e} になる。すなわち、この時刻 t_e での速度をもって実験で得られた衝突後の2つの物体の保有する運動エネルギー ($E_{mv} + E_{sv}$) が算定されるものとする。そこで、この衝突終了時の速度を求めると、式(15)で $t = t_e$ おいて次式のようになる。

$$V_{1e} = \frac{V_0}{m_1 + m_2} (m_1 - m_2 e^{-\rho t_e}) \quad (16a)$$

$$V_{2e} = \frac{V_0 m_1}{m_1 + m_2} (1 + e^{-\rho t_e}) \quad (16b)$$

ただし、 V_{1e} : 衝突体の衝突終了時の速度、
 V_{2e} : 被衝突体の衝突終了時の速度、
 t_e : 衝突終了時刻 $\left(= \frac{\pi}{\omega} \right)$ 。

よって、衝突終了時の局部損失エネルギー ΔE は式(9)に $V_1 = V_{1e}, V_2 = V_{2e}$ として式(8), (16)を代入すると次式のようになる。

$$\Delta E_e = \frac{m_1 m_2 V_0^2}{2(m_1 + m_2)} \left(1 - e^{-2h \sqrt{\frac{k}{M}} t_e} \right) \quad (17)$$

これを実験で得た局部損失エネルギー (図-8の ΔE) に等置して ($\Delta E_e = \Delta E$ とおいて)、局部減衰定数 h を求める式に再整理すると次式が得られる。

$$h = \sqrt{\frac{Q^2}{4\pi^2 + Q^2}} \quad (18)$$

ただし、 $Q = \log_e \left(1 - \frac{\Delta E}{E_0} \cdot \frac{(m_1 + m_2)}{m_2} \right)$ (19)

ここで、式(17)の局部損失エネルギー ΔE_e は、局部ばね定数 k と無関係に局部減衰定数 h のみによって決定され、また逆に局部減衰定数 h は、式(18)より損失エネルギー率 $\Delta E/E_0$ のみによって決定されることがわかる。

c) 減衰定数 h の決定

まず、 $m_1g = 22.90\text{kgf}$, $m_2g = 22.52\text{kgf}$ の場合は、

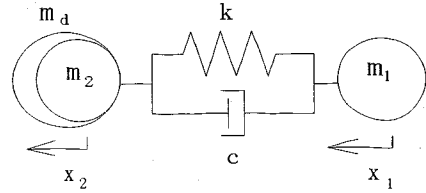


図-17 モデル2およびモデル3

衝突速度 100cm/sec のとき $d = 5\text{cm}$ で $h = 0.34$ ($d = 7\text{cm}$ では $h = 0.38$) と概ね $h = 0.36$ の減衰定数が得られる。しかし、衝突速度 300cm/sec , 400cm/sec のときは、臨界損失エネルギー率を超過しているため式(18)における Q の値が算定不能となり (括弧内が値が $\Delta E/E_0 = 0.6$, $(m_1 + m_2)/m_2 = 2$ で負となるため)、減衰定数 h を求めることができない。 $m_1g = 22.50\text{kgf}$, $m_2g = 22.39\text{kgf}$ の場合、図-16に減衰定数 h の同定結果を示すが、衝突速度 $V_0 = 100\text{cm/sec}$ で $h = 0.36$, $V_0 = 300\text{cm/sec}$ で $h = 0.40$ となり、衝突速度の増加にともなう局部減衰定数 h の増加傾向が見られるが、 $V_0 = 400\text{cm/sec}$ では前と同じ理由で同定することができない。

(2) モデル2

a) ダミー質量の導入

モデル1では塑性損失エネルギー率を超える実験結果に対してうまく表現できなかったので、ここでは図-17に示すような被衝突体にダミー質量 m_d を付加したモデルを提案する。このモデルではダミー質量 m_d の持つ運動エネルギーが、仮想のエネルギーであるため見かけ上散逸しているように取り扱うことができる。つまり、見かけ上の散逸エネルギーを被衝突体内部に発生した高周波の振動や音などによって逸散したエネルギーとみなすことができる。図-17のモデル2の運動方程式は、次式のようになる。

$$m_1 \ddot{x}_1 + c(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + k(x_1 - x_2) = 0 \quad (20a)$$

$$(m_2 + m_d) \ddot{x}_2 - c(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) - k(x_1 - x_2) = 0 \quad (20b)$$

ただし、 m_d : ダミー質量、

$$c: \text{局部減衰係数} \left(= 2h \sqrt{\frac{m_1(m_2 + md)}{m_1 + m_2 + m_d}} k \right)$$

上記の運動方程式をモデル1と同じ境界条件で解くと、時刻 t における変位は次式で与えられる。

$$x_1 = e^{-\rho t} V_0 \left(\frac{m_2 + m_d}{(m_1 + m_2 + m_d)\omega} \right) \sin(\omega t) + \frac{m_1}{m_1 + m_2 + m_d} V_0 t \quad (21a)$$

$$x_2 = -e^{-pt}V_0 \left(\frac{m_1}{(m_1 + m_2 + m_d)\omega} \right) \sin(\omega t) + \frac{m_1}{m_1 + m_2 + m_d} V_0 t \quad (21b)$$

ただし、 $p = h\sqrt{\frac{k}{M}}$ 、 $\omega = \sqrt{\frac{k}{M}(1-h^2)}$ 、

$$M = \frac{m_1(m_2 + m_d)}{m_1 + m_2 + m_d}$$

同様に、速度 \dot{x}_1 、 \dot{x}_2 は次式によって与えられる。

$$\dot{x}_1 = e^{-pt}V_0 \left(\frac{m_2 + m_d}{(m_1 + m_2 + m_d)\omega} \right) (-p \sin \omega t + \omega \cos \omega t) + \frac{m_1}{m_1 + m_2 + m_d} V_0 \quad (22a)$$

$$\dot{x}_2 = -e^{-pt}V_0 \left(\frac{m_1}{(m_1 + m_2 + m_d)\omega} \right) (-p \sin \omega t + \omega \cos \omega t) + \frac{m_1}{m_1 + m_2 + m_d} V_0 \quad (22b)$$

さらに、 $x_1 = x_2$ となる時刻 t_e における衝突終了時の速度は、次式のようになる。

$$V_{1e} = \frac{V_0}{m_1 + m_2 + m_d} (m_1 - (m_2 + m_d)e^{-pt_e}) \quad (23a)$$

$$V_{2e} = \frac{V_0 m_1}{m_1 + m_2 + m_d} (1 + e^{-pt_e}) \quad (23b)$$

一方、実験で計測された最終振り上げ高さ H_1 、 H_2 を用いて、実験の衝突終了速度 V_1 、 V_2 を $V_1 = \sqrt{2gH_1}$ 、 $V_2 = \sqrt{2gH_2}$ として求めることができるので、実験と解析の衝突終了速度が一致するようにダミー質量 m_d と局部減衰定数 h を次式を用いて同定する。

$$V_1 = V_{1e} \quad (24a)$$

$$V_2 = V_{2e} \quad (24b)$$

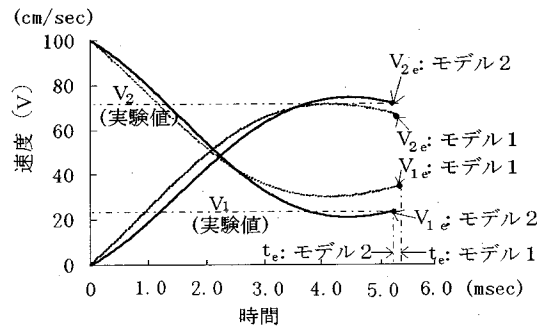
式(24a)、(24b)は2つの未知数に対して2つの非線形方程式を与えるため、ニュートン法を用いてダミー質量 m_d 、局部減衰定数 h を求めることになる。

モデル2でも、局部損失エネルギーは次式によって与えられるが、暗黙のうちにダミー質量の持つ運動エネルギーが局部損失エネルギーに考慮されていることになる。

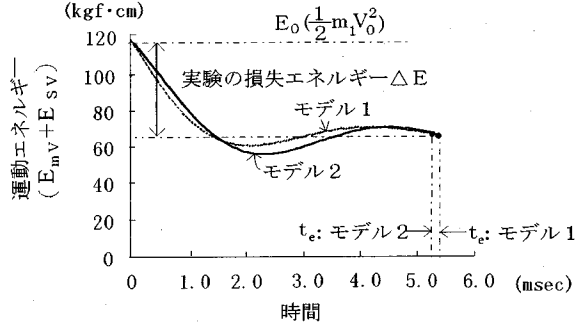
$$\Delta E_e = \frac{1}{2} m_1 V_0^2 - \frac{1}{2} m_1 V_1^2 - \frac{1}{2} m_2 V_2^2 \quad (25)$$

a) 同定結果

まず、 $m_1 g = 22.90 \text{kgf}$ 、 $m_2 g = 22.52 \text{kgf}$ 、コンクリート厚 $d = 5 \text{cm}$ で衝突速度 $V_0 = 100 \text{cm/sec}$ の実験結果を用いて同定すると減衰定数 $h = 0.227$ 、 $m_d g = 1.72 \text{kgf}$ が得られる。よって、これらの値を用いて式(23a)、(23b)より速度～時間関係を求めると図-18(a)が得られる。本例に対しては、モデル1によって $h = 0.340$ が同定されているので、これを用いてモデル1による式(15a)、(15b)の解も比較して



(a) 速度～時間関係



(b) 運動エネルギー～時間関係

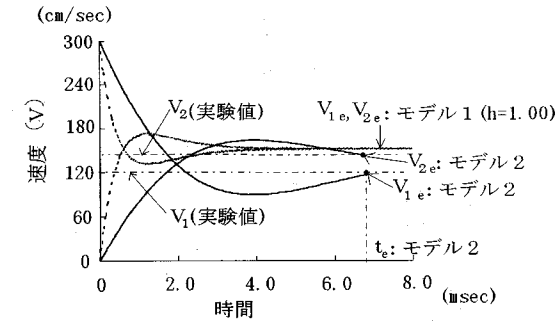
($1 \text{kgf} \cdot \text{cm} = 9.8 \text{N} \cdot \text{cm}$)

図-18 モデル1とモデル2の比較 ($d = 5 \text{cm}$ 、 $m_1 g = 22.90 \text{kgf}$ 、 $m_2 g = 22.52 \text{kgf}$ 、衝突速度 100cm/sec)

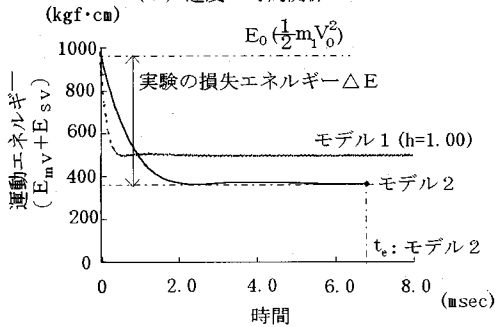
示す。これより、モデル1の衝突終了時の速度は実験値とやや一致しないが、モデル2では一致していることがわかる。図-18(b)には、系全体の運動エネルギー～時間関係を示す。これより、モデル1もモデル2も衝突終了時における損失エネルギーは、いずれも実験値と一致するが、衝突終了時刻 t_e はモデル2の方が若干小さくなる。

同様に図-19(a)、(b)は、 $m_1 g = 22.90 \text{kgf}$ 、 $m_2 g = 22.52 \text{kgf}$ 、衝突速度 $V_0 = 300 \text{cm/sec}$ 、コンクリート厚 $d = 5 \text{cm}$ の場合、同定した $h = 0.604$ 、 $m_d g = 6.89 \text{kgf}$ を用いて速度～時間関係および運動エネルギー～時間関係を示したものである。本例の場合、モデル1では減衰定数 h を同定することができなかったが、比較のために臨界減衰定数である $h = 1.00$ を代入してモデル1を用いた解析結果を併記している。これより、モデル1による衝突体(m_1)、被衝突体(m_2)の速度は実験で得られた終了速度 V_1 、 V_2 に全く収束することはなく、その損失エネルギーも実験値とは一致していない。これに反し、モデル2では、速度および運動エネルギーとも実験と良く一致していることがわかる。

図-20(a)に、コンクリート供試体の局部減衰定数 h ～衝突速度 V_0 の関係を示す。これより h は衝突速度が増大するにつれて、大きくなる傾向が見られる。



(a) 速度～時間関係



(b) 運動エネルギー～時間関係

(1kgf·cm=9.8N·cm)

図-19 モデル1とモデル2の比較(d=5cm, $m_1g=22.90\text{kgf}$, $m_2g=22.52\text{kgf}$, 衝突速度300cm/sec)

そこで、全実験データに対して実験近似式を求めると h は衝突速度に応じて次式のように与えられる。

$$h = 0.303 \log_e V_0 - 1.163 \quad (26)$$

ただし、 V_0 : 衝突速度 (cm/sec)。

図-20(b)には、ダミー質量 m_d を衝突体の質量 m_1 で除したダミー質量比 $m_d/m_1 \sim$ 衝突速度 V_0 の関係を示す。ダミー質量はパラメータによればらつきが若干大きい、やはり衝突速度が大きくなるにつれて増大する傾向があり、その近似式は次式のようになる。

$$\frac{m_d}{m_1} = 0.0445 \log_e V_0 - 0.0460 \quad (27)$$

ただし、 V_0 : 衝突速度 (cm/sec)。

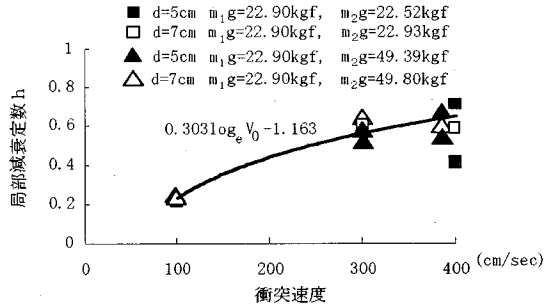
(3) モデル3

a) 同定基本式

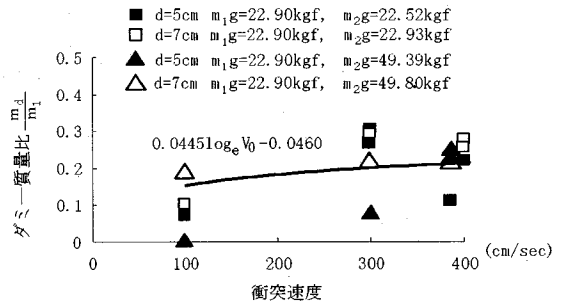
モデル3のレオロジーモデルは、図-14で示したモデル2と同じものであり、モデル2と異なるのは、ばね定数に動的ばね定数 k_D を用いたことである。

よって、その運動方程式は、式(21)～(23)と全く同様であり、静的ばね定数 k に代えて k_D を用いる。

なお、同定のための条件は、衝突終了時の速度に



(a) 局部減衰定数 h



(b) ダミー質量比 $\frac{m_d}{m_1}$

図-20 減衰定数、ダミー質量比～衝突速度関係 (モデル2)

加えて、衝突終了時刻 t_e についても一致させるように次式を用いる。

$$V_1 = V_{1e} \quad (28a)$$

$$V_2 = V_{2e} \quad (28b)$$

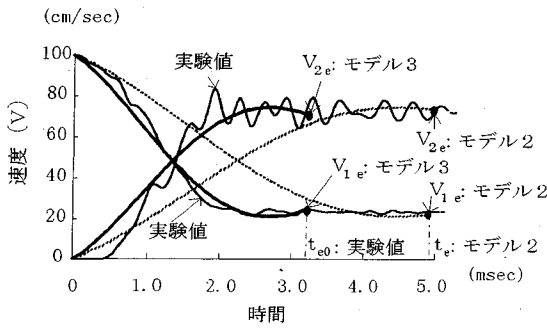
$$t_{e0} = t_e \quad (28c)$$

ここで、 t_{e0} は実験で得られた衝突終了時刻。

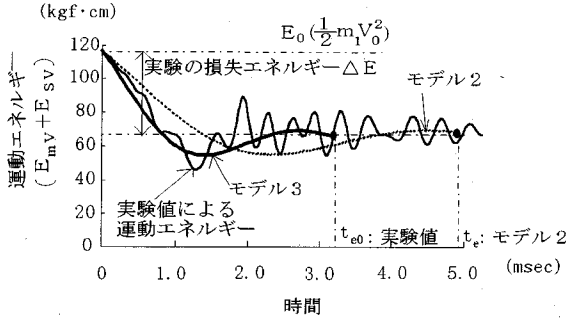
式(28a)～式(28c)の同定は、モデル2と同様にニュートン法を用いて行った。

b) 同定結果

まず $m_1g=22.90\text{kgf}$, $m_2g=22.52\text{kgf}$, 衝突速度 $V_0=100\text{cm/sec}$, コンクリート厚 $d=5\text{cm}$ の場合、式(27a)～式(27c)および $V_1=23.8\text{cm/sec}$, $V_2=71.9\text{cm/sec}$, $t_{e0}=3.21\text{msec}$ を用いて同定計算を行うと $h=0.227$, $m_dg=1.72\text{kgf}$, $k_D=12.53\text{tonf/cm}$ が得られる。これらの値を用いてモデル3による速度～時間関係および運動エネルギー～時間関係を求めると図-21(a), (b)に示すようになる。ここで、実験値とは加速度計からの値を積分し速度にしたもので、衝突終了後も振動していることが認められる。なお、図-18(a)で示したモデル2の解析値も示す。これより、衝突終了速度および損失エネルギーとも、



(a) 速度～時間関係



(b) 運動エネルギー～時間関係
(1kgf·cm=9.8N·cm)

図-21 モデル2とモデル3の比較 (d=5cm, $m_1g=22.90\text{kgf}$, $m_2g=22.52\text{kgf}$, 衝突速度100cm/sec)

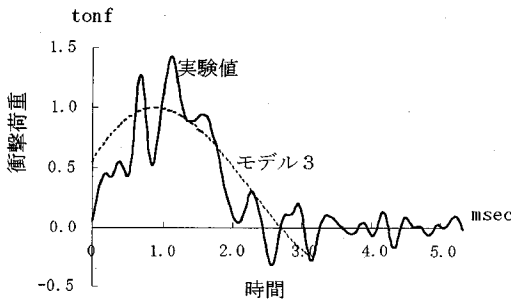


図-22 実験値とモデル3の荷重～時間関係 (d=5cm, $m_1g=22.90\text{kgf}$, $m_2g=22.52\text{kgf}$, 衝突速度100cm/sec)

モデル2およびモデル3のいずれも実験結果と一致するが、衝突終了時間 ($t_0=3.21\text{msec}$) がモデル2では一致しない。すなわち、図-21(b)に示すように、モデル2では実験値に比して相対的にゆっくりとエネルギーを逸散しているのに比し、モデル3では瞬時に消失するエネルギーを忠実に表していることがわかる。また、ばね定数だけが変化しても衝突終了時の損失エネルギー率や速度の値そのものには影響がないことが認められる。図-22には実験結果の被衝突体に働いた力 (被衝突体の加速度×被衝突

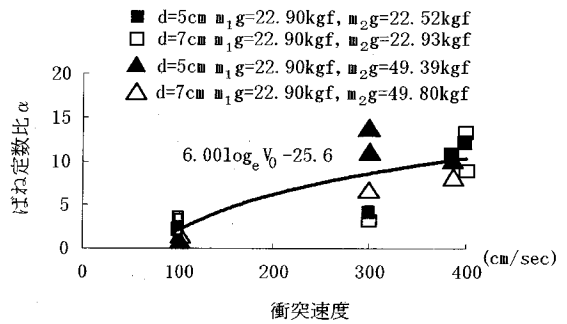


図-23 ばね定数比～衝突速度関係
(モデル3)

体の重量) とモデル3で得られる荷重 $P = \{k(x_2 - x_1) + c(v_2 - v_1)\}$ の時刻歴応答を示す。モデル3の荷重は、実験値の荷重のように高周期の波は表現できないが最長の周期に対しては、良く一致した波形を得ていることがわかる。

図-23は、同定によって得た局部ばね定数比～衝突速度関係を示したもので、ここで、局部ばね定数比 α とは、動的ばね定数 k_D の静的ばね定数 k に対する比で、次式によって与えられる。

$$\alpha = \frac{k_D}{k} \quad (29)$$

局部ばね定数比 α も、パラメーターによって多少のばらつきが見られるが、衝突速度が大きくなるにつれて増大する傾向があり、その近似式は次式ようになる。

$$\alpha = 6.00 \log_e V_0 - 25.6 \quad (30)$$

ただし、 V_0 : 衝突速度 (cm/sec)。

なお、局部減衰定数 h とダミー質量比 m_d/m_1 は図-20に示した結果と同一であった。

5. コンクリート製砂防ダム袖部の模型実験

(1) 従来の解析モデルによる解析結果

下田ら¹⁾は、図-24に示す無筋コンクリート製砂防ダム袖部に対する衝撃模型実験を行い、①ひずみ分布を検討した上で袖部のはりとして応答が卓越し、②根元のひずみが 200μ を超えるとはり根元にひびわれが発生し、それが瞬時に全断面に広がり根元部が切断され破壊することを示した。そのうえで、そのコンクリート袖部の根元部に貼付したひずみゲージの応答を図-25に示す2質点系ばねモデルを用いてシミュレートできるものとした。その際、局部ばね定数 k_1 およびコンクリート袖部のばね定数 k_2 は静的実験値を用いているが、局部減衰定数 h_1 お

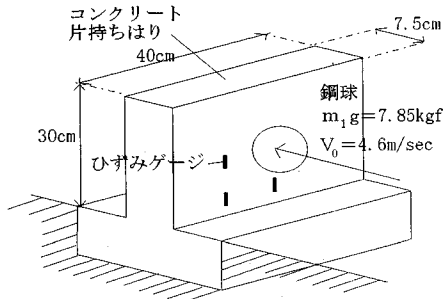


図-24 コンクリート製砂防ダム袖部の衝撃模型実験

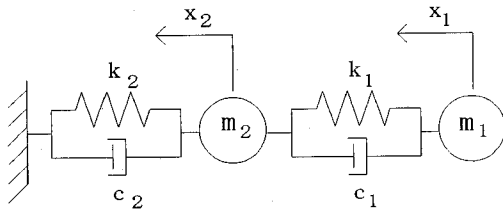


図-25 2質点系ばねモデル

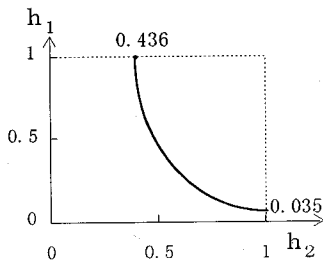


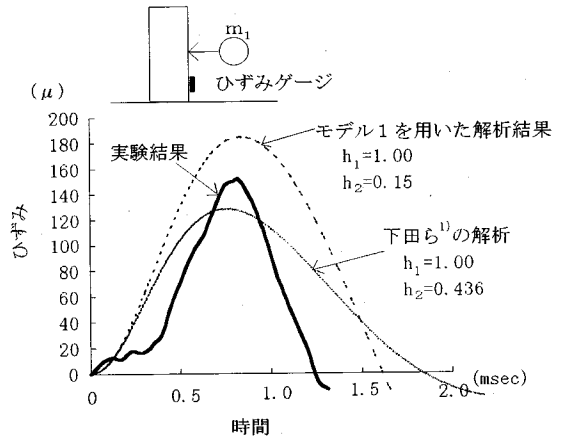
図-26 動的同定法による h_2 , h_1 の最適値

およびコンクリート袖部の減衰定数 h_2 は最大ひずみを実験と解析とで一致させるように最適化手法を用いた動的同定法によって決定した。その同定された h_1 , h_2 の関係は、図-26 に示す曲線上の値となる。したがって、コンクリート袖部の減衰定数 h_2 を最も小さくした場合は、 $h_2 = 0.436$, $h_1 = 1.00$ となり、耐震関係で良く用いられる土岐ら¹⁰⁾ が考察した減衰定数の最大値 $h_2 = 0.2$ と比較すると、極めて大きなコンクリート構造の減衰定数 h_2 を使用することになった。図-27(a) には、実験でコンクリート根元部で計測されたひずみ～時間変化の一例を示す。下田ら¹⁾ は、このひずみ ϵ が解析の変位 x_2 を用いて次式によって与えられるとした。

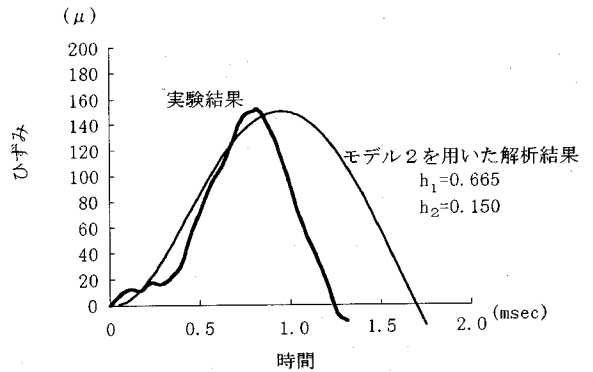
$$\epsilon = \frac{k_2 x_2 \ell}{EZ} \quad (31)$$

ただし、 ℓ : 衝突点からひずみゲージまでの距離、
 E : コンクリートの弾性係数、
 Z : はりの断面係数。

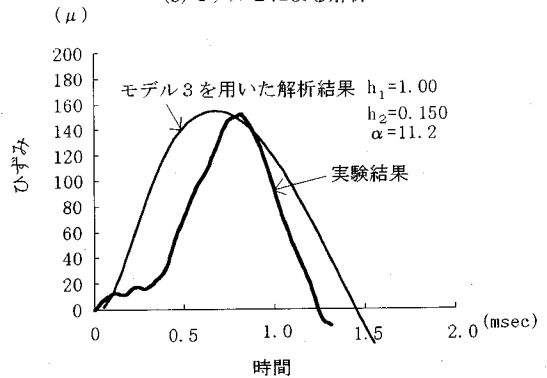
ここに、図-27(a) は下田ら¹⁾ のモデル $h_2 = 0.436$, h_1



(a) 下田らのモデルおよびモデル1の比較



(b) モデル2による解析



(c) モデル3による解析

図-27 コンクリート袖部のひずみ～時間関係 (衝突速度 $V_0 = 4.6\text{m/sec}$ の場合)

$= 1.00$ を用いた解析値を示したもので、最大ひずみを見ると値は実験値とほぼ一致している。ただし、ここで用いた h_2 が前述のように極めて大きいので、通常使用されるコンクリートの減衰定数 $h_2 = 0.15$ を用いると (これは本研究のモデル1に相当する) 図中の破線のようになり、最大ひずみは約25%実験値よりも大きくなり、また応答時間もあまり合っていない。

ない。よって、モデル1はあまり適切でない。

(2) 本法による解析結果

図-27(b)には、モデル2を用いた解析値と実験値と比較して示す。衝突速度 $V_0=4.6\text{m/sec}$ であるため、式(26)、(27)によって局部減衰定数 $h_1=0.665$ 、ダミー質量 $m_d=0.314 \times m_1=0.00706\text{kgf}\cdot\text{sec}^2/\text{cm}$ を用いた。なお、コンクリート構造の減衰定数は通常の $h_2=0.15$ である。

モデル2を用いたひずみの最大値は、実験結果と良く一致しており、ひずみによる破壊判定を行う場合に、適用可能であることがわかる。しかし、ひずみが0に復帰するまでの時間については、実験が約 1.2msec であるのに対して、解析では約 1.7msec となっており周期的にはあまり一致していない。そこで図-27(c)に、モデル3による解析結果を実験値と比較して示す。式(26)、(27)、(30)より局部減衰定数 $h_1=0.665$ 、ダミー質量 $m_d=0.00706\text{kgf}\cdot\text{sec}^2/\text{cm}$ 、ばね定数比 $\alpha=11.2$ を用いて解析した。一般的に考えると、動的ばね定数が静的ばね定数の11.2倍になるため極めて剛になり現象が早過ぎるように思えるが、モデル3による解析結果は、最大ひずみおよび応答時間のいずれも実験結果とほぼ良く一致することが認められた。よって、モデル3はコンクリート袖部の解析に適切であることがわかる。

6. 結論

本研究は、振り子式衝突局部実験装置を用いて、衝突局部で逸散するエネルギーを実験的に求めたうえで、衝突局部に用いるレオロジーモデルについて、基礎的に考察したものである。本研究で得られた成果を要約すると以下ようになる。

(1) 新しく考案した振り子式衝突局部実験装置により、コンクリート供試体の局部損失エネルギーを測定することができた。

(2) 衝突局部実験の結果、コンクリート供試体は、多くの場合完全非弾性衝突時の臨界損失エネルギーを超える局部損失エネルギーを発生していることがわかった。

(3) 局部損失エネルギーは、従来用いられていた単純なフォークトモデルでは減衰定数 h のみに依存するため、本実験で得られた臨界損失エネルギーを超える衝突応答を適切に表すことはできないことが認められた。

(4) モデル2と3でダミー質量を導入することにより、実験による局部損失エネルギーを考慮できる

ことになったが、その際、動的ばね定数を用いるモデル3の方が、局部損失エネルギーのみならず、衝突終了時の速度および時間までもほぼ正確に表すことができた。

(5) 同定された減衰定数、ダミー質量と衝突速度の関係を実験近似式の形で提案したが、これらは動的構造解析において局部のレオロジーモデルを用いる際の有用な資料となる。

(6) 提案するレオロジーモデルを用いてコンクリート袖部に対する衝突実験を解析した結果、モデル3を用いた解析が実験結果とほぼ良い一致を示すことが認められた。

なお、別途に砂やラバーに対する衝突局部実験も行い、砂やラバーの局部ばね定数や局部減衰定数に関する実験式も得たが、ここでは省略した。

謝辞：本研究を行うにあたりご援助頂いた八千代エンジニアリング(株) 水工部下田義文氏、防衛大学校長濱貴志氏の実験および解析に対する助力に対し深く謝意を表します。

参考文献

- 1) 下田義文, 水山高久, 石川信隆, 古川浩平: 巨礫を受けるコンクリート製砂防ダム袖部の衝撃模型実験と被災例シミュレーション, 土木学会論文集, No. 145/I-20, pp. 131-140, 1992. 7.
- 2) 下田義文, 鈴木真次, 石川信隆, 古川浩平: 個別要素法によるコンクリート製砂防ダムの衝撃破壊シミュレーション解析, 土木学会論文集, No. 480/VI-21, pp. 97-106, 1993. 12.
- 3) 吉田博, 榎谷浩, 佐藤真, 井原朋美: 落石実験データベースの作成と落石の衝撃力評価について, 構造工学論文集, Vol. 33A, pp. 571-583, 1987. 3.
- 4) 菅田紀之, 岸徳光, 中野修: RC落石覆工の衝撃応答解析と断面力算定に関する一考察, 土木学会論文集, No. 495/I-28, pp. 73-81, 1994.
- 5) 宮本文穂, M. W. King, 石橋照久: 衝撃特性を考慮したコンクリート版構造の衝撃破壊挙動解析, 構造工学論文集, Vol. 39A, pp. 1525-1534, 1993.
- 6) 園田佳巨, 佐藤紘志, 石川信隆, 太田俊昭: 個別要素法によるサンドクッションの衝撃応答特性に関する基礎的考察, 土木学会論文集, No. 483/I-26, pp. 51-60, 1994.
- 7) 鈴木章示, 鈴木真次, 石川信隆: 材料特性を考慮したRCはりの衝撃個別要素法解析, 第21回関東支部技術研究発表会講演概要集, pp. 106-107, 1994. 3.
- 8) 別府万寿博, 鈴木真次, 石川信隆, 古川浩平: RC製

砂防ダム袖部の模型実験に対する衝撃応答解析, 第50
回年次学術講演会講演概要集, 1-B, pp. 1086-1087,
1995. 9.

pp. 1531-1542, 1994.

- 9) 小林一隆, 奥田将樹, 石川信隆, 比留間豊: 緩衝型コ
ンクリート製プレキャストガードフェンスの模型実験
に対する衝撃応答解析, 構造工学論文集, Vol. 40A,

10) 土岐憲三: 新体系土木工学 1 1, 構造物の耐震解析,
土木学会編, 技報堂, pp. 134-137, 1981.

(1995. 8. 1 受付)

A FUNDAMENTAL STUDY ON LOCAL DISSIPATED ENERGY AND RHEOLOGY MODEL AT IMPACT POINT OF CONCRETE SPECIMEN BY THE PENDULUM IMPACT TEST

Shinji SUZUKI, Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA,
Yoshiharu ISHIKAWA and Kohei FURUKAWA

This paper presents both experimental and analytical approaches for the local dissipated energy and rheology model at impact point of concrete specimen. At first, the local dissipated energy of concrete specimen is measured by the pendulum impact test. Secondary, the three rheology models are proposed by using the parameters of local spring constant, local damping constant and dummy mass in which the dissipated energies of sound and vibration are considered. Finally, the proposed models are applied to the concrete check dam wing. It is found that the rheology model 3 considered the dynamic spring constant as well as local damping constant and dummy mass can simulate well the impact model test results of the concrete check dam wing.