

Ⅲ-10 クラック進展を考慮した重力式コンクリートダム解析手法に関する調査

研究予算：運営費交付金（治水勘定）

研究期間：平 15～平 17

担当チーム：ダム構造物チーム

研究担当者：山口嘉一、佐々木隆、金縄健一

【要旨】

大地震時における重力式コンクリートダムの被害の一つとして堤体コンクリートへのクラック発生がある。このクラックの発生および進展現象を精度良く考慮し、ダムの地震時安全性を合理的に照査することが重要な課題となっている。コンクリートの引張クラックを考慮した非線形動的解析を行う場合、線形解析に必要な物性に加え、引張軟化曲線を設定することが必要となる。また、クラック面での減衰力が、減衰マトリクスの剛性比例項に起因して過大となる既往の報告もある。そこで、本調査は、コンクリートの引張破壊に関わる材料パラメータ（引張軟化開始応力、破壊エネルギー）とコンクリートダム堤体のクラック進展性状の関係を把握すること、および、引張軟化曲線および減衰マトリクスの設定法に着目し、これらの設定方法についてその方法や留意点について提案することを目標として実施する。研究では、前者の目標に対して、重力式コンクリートダムをモデルとした数値解析によって検討を実施した。さらに後者の目標に対して、小型・大型模型を用いて無筋コンクリート構造物のクラック発生に伴う挙動の変化を実験的に確認し、その結果と非線形動的解析結果との比較から検討を行った。

本研究の結果、材料パラメータとクラック進展性状との関係に関する検討から、地震時に重力式コンクリートダムの堤体に発生するクラックには、破壊エネルギーに比較して、引張軟化開始応力の影響が大きいことが明らかになった。

次に、引張軟化曲線および減衰マトリクスの設定法に関する検討から、くさび挿入型割裂試験の結果に基づく引張軟化曲線を単純な2直線型の近似により引張軟化曲線を設定することで、良好な解析結果が得られることが明らかとなった。また、一般的な Rayleigh 減衰および時々刻々の剛性マトリクスから減衰マトリクスを逐次更新する瞬間剛性比例型の減衰マトリクスを用いることで、大型模型の実験結果と良く整合する解析結果を得ることができた。ただし、クラックがほぼ貫通した後の挙動再現には、瞬間剛性比例型の減衰の適用性が高いことが明らかとなった。さらに、引張軟化曲線および減衰マトリクスの双方において、他の設定方法との比較を行い、設定上の留意点を抽出した。

キーワード：重力式コンクリートダム、振動実験、非線形動的解析、引張軟化曲線、減衰マトリクス

1. はじめに

近年、国内外において大規模な地震が頻発しており、様々な社会資本に対する耐震性照査は重要かつ緊急な課題となっている。特に、ダムは大規模構造物であり、地震による損傷からその貯水機能が損なわれた場合、下流へ与える影響が非常に大きい。このため、ダムに対する耐震性能の照査に関する研究が積極的に進められている。国土交通省ではこれらの研究成果を集約し、2005年3月に「大規模地震に対するダム耐震性能照査指針（案）・同解説」¹⁾を策定した。同指針では、大規模地震に対する重力式コンクリートダムの耐震性照査

を、コンクリートの引張破壊を考慮した解析的手法により実施することが示されている。

重力式コンクリートダムにおける地震時のクラック進展現象を対象とした解析事例としては、破壊エネルギーや引張強度といったコンクリートの引張軟化特性や堤体形状の影響について調査した佐々木ら^{2),3),4)}の研究、減衰マトリクスの設定法に着目した Bhattacharjee & Leger⁵⁾や木全ら⁶⁾の研究などが挙げられる。

しかし、このような解析的手法のダム解析に対する適用性を確認するために必要な、既存ダム堤体のクラック発生事例や模型実験事例は、未だその数が少ない。

一方で、ダム の耐震性能照査においては、クラック発生および進展現象の定量的評価が欠かせない。このため、より多くの模型実験等により解析手法の適用性を検討することが望まれており、Tinawi et al.⁷⁾、Uruchida et al.⁸⁾、Kashiwayanagi et al.⁹⁾、Sasaki et al.¹⁰⁾の研究は重力式コンクリートダムや無筋構造物を対象とする振動破壊実験を行った研究例として挙げられる。

本研究では、まず、重力式コンクリートダムを対象とした数値解析結果を通し、引張破壊に関する材料パラメータがクラック進展に与える影響について検討した。さらに、無筋コンクリートで作製した模型試験体を用いた振動破壊実験を実施し、実験結果とスミアドクラック (Smeared Crack) モデルを用いた数値解析結果との比較から、クラック進展を考慮した解析方法における材料物性値の設定方法について検討を行った。

2. 材料パラメータがクラック進展に与える影響

数値解析法により、コンクリートダム堤体内の引張破壊を考慮する方法の主なものとして、離散型クラックモデルと分布型クラックモデルがある。離散型クラックモデルは、引張破壊により発生したクラックの開きを変位として考慮できる要素 (例: ジョイント要素) を用いるもので、通常クラックが入る可能性がある位置に予めクラックを表現する要素を導入して解析を行うことが一般的である。動的解析中にクラックが入る場所を特定しながらクラックを表現する要素を導入していく方法もあるが、計算途中段階で要素分割形状を修正することが必要になる場合には多大な計算時間を必要とするため、コンピュータ技術が進歩した現在でも動的解析においては実用的な方法には至っていない。一方、分布型クラックモデルは、要素自体にクラック発生前後の特性を付与する方法で、予めクラックが入る場所を設定する必要がない。また、クラック発生後もコンクリートを連続体として扱い、クラックを要素の材料特性の変化としてモデル化するので、初期に設定した幾何学的条件を変更することなくクラックの進展を追跡できる。しかし、この分布型クラックモデルは、クラック発生が構造物の応力状態、巨視的な変形状態に与える影響を表現することは可能であるが、クラックの開きをひずみに置き換えて評価する手法であるため、クラックそのものの開きを評価することには適していない。ダム堤体内の引張破壊を考慮する方法には、これ以外にも種々の手法があるが、各々に一長一短がある。大規模地震時における重力式コンクリ

ートダム堤体のクラック発生箇所および進展方向を予め推定・予測することは困難であることから、重力式コンクリートダムのクラック進展解析では分布型クラックモデルを用いることは妥当であると考えられる。コンクリート材料の破壊進行は、引張軟化開始応力、破壊エネルギー、軟化曲線形状などのコンクリート材料の引張軟化特性により決定づけられる。そこで、重力式コンクリートダムの典型的な形状をモデルとして、スミアドクラックモデル (分布型クラックモデルの一種) を用いた非線形数値解析を実施し、地震時における重力式コンクリートダム堤体内のクラック発生位置、コンクリートの引張軟化特性 (引張軟化開始応力、破壊エネルギー) がダムへのクラックの発生、進展に与える影響に関して検討を行った³⁾⁴⁾。なお、引張軟化曲線については単直線型を、入力地震波としては模擬的な地震波 (過渡的波形) と正弦波 (定常的波形) を用いた。

その結果から、以下のことがわかった。

- (1) 重力式コンクリートダムは地震時には堤体底部および勾配変化点付近にクラックが発生しやすい。
- (2) クラック長さが堤体幅に対してそれほど大きくない場合には、大きな加速度が連続的に作用する場合でもクラックはある一定の長さに収束する。
- (3) クラック進展が過渡的な状態では、破壊エネルギーより引張軟化開始応力がクラック長さに与える影響がかなり大きい。しかし、クラック進展が定常となった状態では、破壊エネルギーおよび引張軟化開始応力がクラック長さに与える影響にそれほど差はない。
- (4) 主要動が長期に連続しない模擬地震波に対する解析では、クラック長さは引張軟化開始応力の影響を大きく受けやすい。

3. 引張軟化曲線および減衰マトリクスの設定法に関する検討

3.1 研究概要

コンクリートダムの引張破壊を考慮した非線形動的解析を行う場合、引張軟化曲線および減衰を設定するための根拠が十分であることが少なく、これらは経験的な判断より設定されることが場合が多い。

引張軟化曲線は、材料に引張破壊が生じた後の変位とクラック面での引張応力の関係を定める構成則で、くさび挿入型割裂試験¹¹⁾や切欠きバリに対する3点曲げ試験¹²⁾結果から、逆解析的手法により推定することができる。しかし、これらは未だ一般的に普及している試験法ではないため、円柱供試体に対する一軸圧縮強度試験や割裂引張強度試験の結果から設定する方法

13)を用いることが多い。

減衰の設定のうち、減衰定数は、入力地震動と解析対象となる構造物の応答加速度が実測されている場合、その挙動を数値解析で再現することによって減衰定数を同定することができる。しかし、クラックの発生を考慮する場合、運動方程式中の減衰マトリクスの設定方法が、クラック発生後の挙動結果に影響を及ぼす。減衰マトリクスは、数値解析上の優位性から、質量マトリクスと剛性マトリクスの線形和として表す Rayleigh 減衰を仮定することが多い。しかしながら、一般的な Rayleigh 減衰ではクラックの発生(非線形化)に伴う剛性変化は考慮しないため、常に初期剛性マトリクスを使用する。このため、クラックが生じた部分のみかけの剛性が低下した要素に対して過大な減衰力を与える問題点が指摘されている⁶⁾。

以上の点を考慮し、本検討では、無筋コンクリートで作製した試験体に対する振動破壊実験を実施し、この実験結果とスミアドクラックモデルを用いた有限要素法による数値解析結果との比較から、引張軟化曲線と減衰マトリクスの設定法について検討を加えた。

3.2 研究方法

3.2.1 振動破壊実験

(1) 小型試験体に対する実験

小型試験体は高さ 1.7m、幅 0.4m、厚さ 0.2m の柱状試験体であり、引張クラック発生を誘導するために勾配変化点を設けた図-1 に示す形状とした。

試験体には、図-1 に示した計測機器を設置し、振動中の応答加速度、クラック開口変位、ひずみの計測を行った。また、1600×1200 ピクセルの解像度を有する高速度カメラにより、勾配変化点周辺を秒間 300 コマで動画撮影した。なお、試験体頂部には 1 次共振周波数の調整を目的として質量 100kg のおもりを設置した。

材料は、振動台を用いた加振により試験体にクラックが発生するよう低強度の無筋コンクリートとし、その配合は事前に行った配合選定試験により表-1 の通り決定した。この低強度材料の 28 日材齢における一軸圧縮強度はおよそ $\sigma_c = 1.6\text{MPa}$ である。なお、試験体の厚さが 50cm から 20cm へ変化する立ち上がり部で想定外のクラックが発生することを防ぐため、勾配変化点以下の試験体下部は水セメント比 200% の富配合とした。

図-2 には、低加速度振幅のランダム波加振により得られたクラック発生前における入力加速度と頂部応答加速度の伝達関数を示す。これより、試験体の 1 次共振周波数は約 30Hz であることがわかる。

加振には振動数 22Hz の正弦波を用い、加速度振幅を徐々に増加させることで試験体に引張クラックを発生させた。振動数として 22Hz を用いたのは、頂部の加速度応答倍率が 2~3 倍程度となること、1 次振動モードが卓越することの 2 点を考慮したためである。

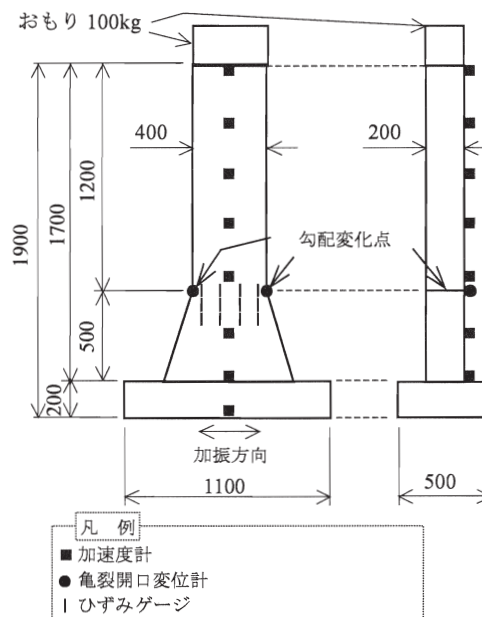


図-1 小型試験体の形状 (単位: mm)

表-1 試験体配合

粗骨材最大寸法	20 mm
水セメント比	330 %
セメント	中庸熟ポルトランドセメント 67 kg/m ³
混和材	石灰石微粉末 433 kg/m ³
細骨材	笠間産砕砂 745 kg/m ³
粗骨材	笠間産碎石 854 kg/m ³

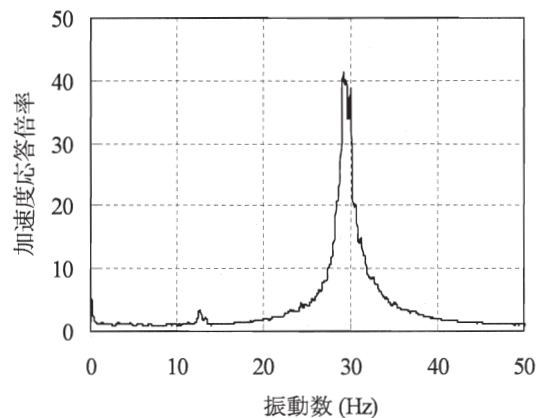


図-2 小型試験体の伝達関数

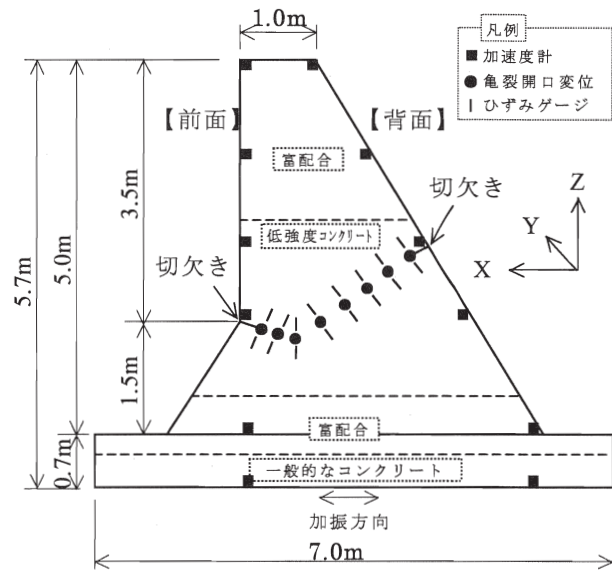
(2) 大型試験体に対する実験

大型試験体は高さ 5m、厚さ 1m の無筋コンクリート試験体で、図-3 に示す形状とした。試験体両端に設けた切欠きはクラックの発生を誘導する目的で設置している。また、低強度コンクリート部分の配合は表-1 と基本的に同一であり、その 28 日材齢における一軸圧縮強度は $\sigma_c=2.7\text{MPa}$ である。ここで、小型試験体と同一の配合にも関わらず一軸圧縮強度が小型試験体と大きく異なるのは、大型試験体では練り混ぜを生コンプラントで行ったため、配合切り替え時のミキサ洗浄が行えず、強度の高い一般的なコンクリートがわずかながら混入したためと考えられる。小型試験体と同様、想定外のクラック発生を防止する目的で、切欠きからのクラック進展に影響の無い、試験体下部および上部には水セメント比 200%の富配合材料を用いた。また、台座部分は試験体の吊上げを考慮し、呼び強度 $\sigma_c=24\text{MPa}$ の一般的なコンクリートを用いた。後述するように、材料物性値は、小型試験体および大型試験体を打設した時に同時に作成した供試体による試験によって求めたため、両試験で物性は若干異なっている。

計測機器は、鉛直方向に加速度計を、予想されるクラック面沿いにクラック開口変位計およびひずみゲージを配置した。また、小型試験体に対する振動実験と同様、1600×1200 ピクセルの解像度を有する高速度カメラにより、背面側の切り欠き部を秒間 300 コマで動画撮影した。

低加速度ランダム波加振により得られた、入力加速度と頂部応答加速度の伝達関数を図-4 に示す。これより、大型試験体の 1 次共振周波数は約 46Hz であることがわかる。また、1 次共振周波数より低い周波数範囲において、応答倍率の極大値が 3~6 倍程度の山がいくつか確認できる。これは、試験体の重量が大きいため、加振方向は水平のみであるにもかかわらず、振動台自体へ試験体の応答に伴った大きな鉛直動が生じ、模型にもその影響が生じたためと考えられる。

振動台の制御能力は低い振動数領域で高いということと、模型の 1 次共振周波数を考慮して、加振には振動数 23Hz の正弦波を用い、小型試験体と同様、加速度振幅を徐々に増加させることで試験体へ引張クラックを発生させた。



※：Y 軸は紙面と直交方向を表す。
※：破線は配合境界を示す。

図-3 大型試験体の形状

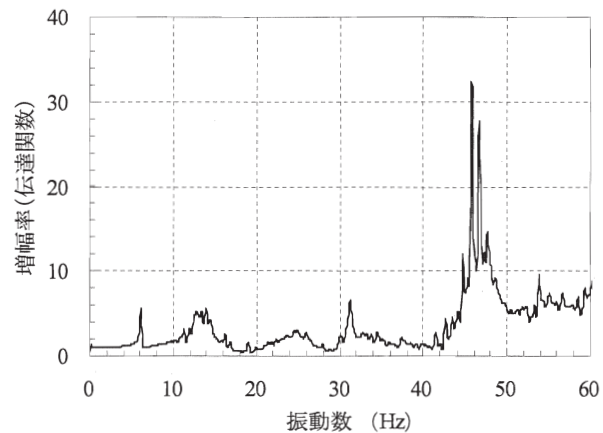


図-4 大型試験体の伝達関数

(3) 模型材料の引張破壊に関する物性試験

小型試験体および大型試験体で使用した低強度コンクリートの引張軟化曲線を実験的に把握するため、くさび挿入型割裂引張試験（以下、「くさび試験」という）を実施した。

くさび試験は、図-5 に示すような切欠きを有する高さ 20cm、幅 20cm、厚さ 10cm の直方体形状の試験体を用い、くさび状の治具で切欠きを押し広げることにより、クラックの開口幅と水平荷重を求める試験である。図-6 には、くさび試験実施状況を示した。この結果を用い、日本コンクリート工学協会より提供される逆解析プログラム¹²⁾により引張軟化曲線の推定を行った。

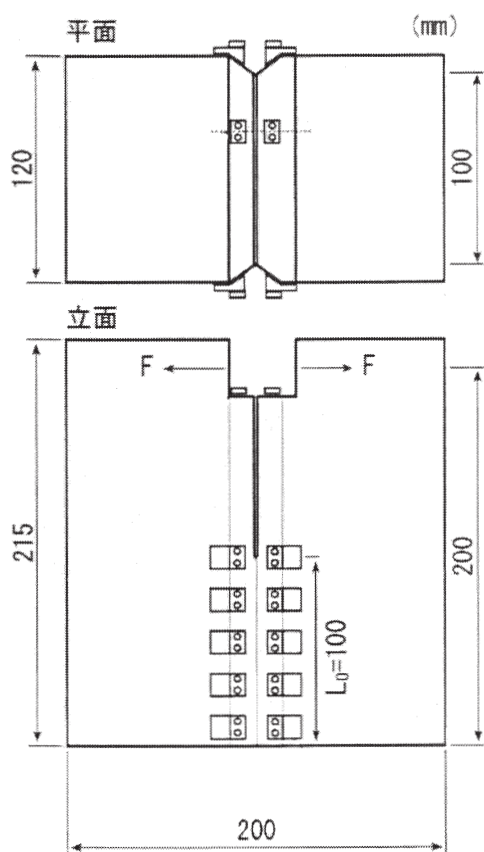


図-5 くさび挿入型割裂引張試験の試験体形状

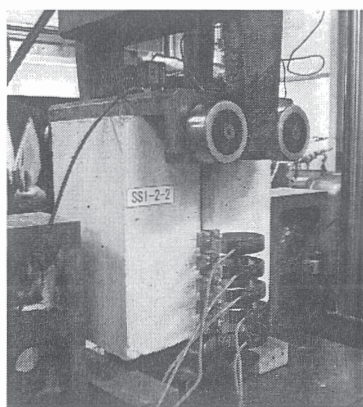


図-6 くさび挿入型割裂引張試験の状況

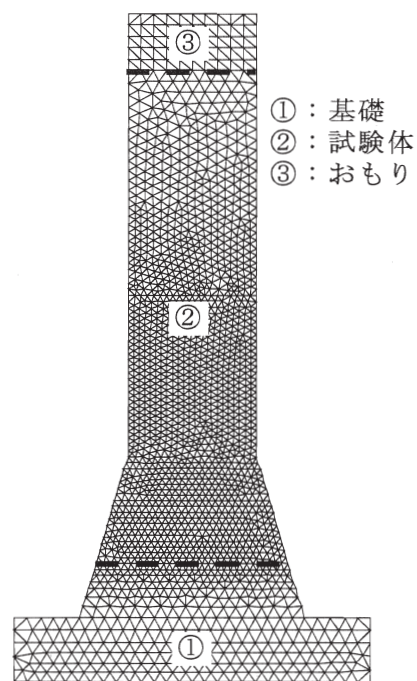
3.2.2 非線形動的解析

(1) 解析条件

1) 共通条件

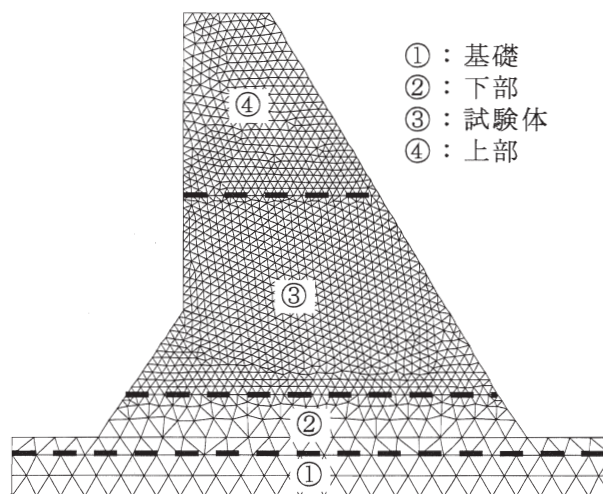
スミアドクラックモデルを考慮した2次元有限要素解析により、振動実験の再現解析を実施した。要素は3節点3角形のアイソパラメトリック要素を使用し、平面応力状態を仮定した。動的解析では、Newmarkの β 法により時刻歴解析を実施した。

小型試験体および大型試験体の解析モデルを図-7および図-8にそれぞれ示す。



節点数：1939、要素数：3660

図-7 小型試験体の解析モデル



節点数：1489、要素数：2812

図-8 大型試験体の解析モデル

解析に用いた入力物性値は、試験体と同一バッチのコンクリートにより作成した供試体で実施した室内試験結果から設定した。ただし、弾性係数は、解析モデルの1次共振周波数が実験での実測値に合うよう調整した。当解析で用いた入力物性値を表-2および表-3に一覧として示す。なお、小型試験体のおもりは、奥行き0.2m当たり100kgとなる単位容積質量を設定し、剛体として挙動するよう大きな弾性係数を与えた。

表-2 解析入力物性値 (小型試験体)

物性	単位	試験体	基礎
弾性係数 E	MPa	6,300	11,000
ポアソン比 ν	—	0.15	0.15
単位容積質量 γ	t/m ³	2.3	2.3
引張軟化開始応力 f_t	MPa	0.23	—
破壊エネルギー G_f	N/m	10.5	—

表-3 解析入力物性値 (大型試験体)

物性	単位	試験体	上部	下部	基礎
弾性係数 E	MPa	7,700	19,700	14,800	32,000
ポアソン比 ν	—	0.15	0.15	0.15	0.20
単位容積質量 γ	t/m ³	2.3	2.3	2.3	2.3
引張軟化開始応力 f_t	MPa	0.38	—	—	—
破壊エネルギー G_f	N/m	23.3	—	—	—

2) 引張軟化曲線

コンクリートの引張軟化曲線は、くさび試験の結果に基づく逆解析結果から設定した。ただし、逆解析結果は必ずしも滑らかな曲線ではなく、そのまま再現解析に使用することは得策でないと判断された。そこで、逆解析結果を勾配が急な前半区間と緩やかな後半区間に分け、それぞれを直線近似した2直線で単純化することとした。

さらに、比較のため、引張軟化開始応力 f_t および破壊エネルギー G_f を固定し、形状をコンクリート標準示方書¹³⁾に示される 1/4 則に基づく2直線型および単直線型とした引張軟化曲線も用いて解析を実施した。使用した引張軟化曲線を図-9に示す。

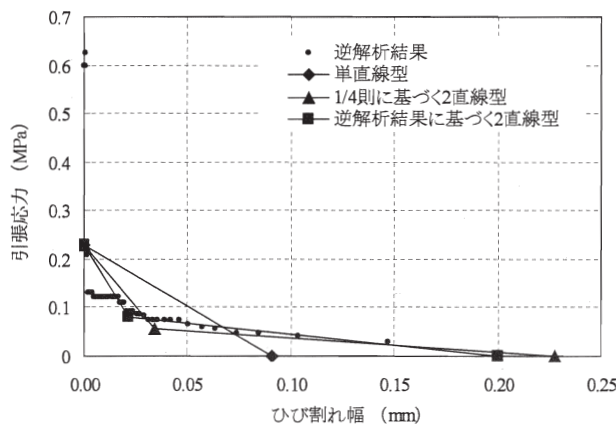


図-9(a) 小型試験体の引張軟化曲線

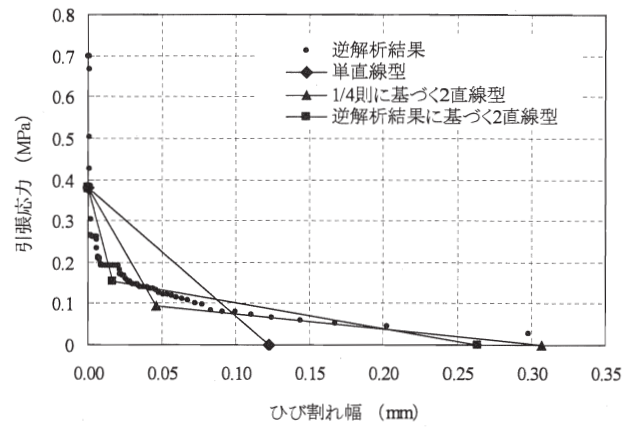


図-9 (b) 大型試験体の引張軟化曲線

3) 減衰マトリクス

動的解析では、(1)式に示す運動方程式を解くことで時々刻々の節点変位を算出する。

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{F(t)\} \quad (1)$$

ここに、 $[M]$: 質量マトリクス、 $[C]$: 減衰マトリクス、 $[K]$: 剛性マトリクス、 $\{\ddot{u}\}$: 加速度ベクトル、 $\{\dot{u}\}$: 速度ベクトル、 $\{u\}$: 変位ベクトル、 $\{F(t)\}$: 外力ベクトルを表す。(1)式左辺第2項の減衰マトリクス $[C]$ は、計算の安定性などを考慮して、(2)式に表されるような質量マトリクス $[M]$ および剛性マトリクス $[K]$ の線形和として表す Rayleigh 減衰を用いることが多い。

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K] \quad (2)$$

ここに、 α および β は対象とする構造物の支配的な固有振動数に対する減衰定数を設定(仮定)して定める係数である。

しかし、(2)式中の剛性マトリクス $[K]$ は初期剛性から算出されるため、スミアドクラックモデルによる解析において、クラックが非線形化することによりみかけの剛性低下が生じた要素に対して、過大な減衰力を与えているという問題点が指摘されている^{5),6)}。しかし、この問題に対する定量的な検討はまだ十分にされていない状況ではないと考えられる。そこで本研究では、Rayleigh 減衰の他に、減衰マトリクス $[C]$ として(3)式で示される剛性比例型減衰および(4)式で示される瞬間剛性比例型減衰を用い、それぞれの比較および考察を行った。(4)式中、 (t) を付した減衰マトリクス $[C]$ および剛性マトリクス $[K]$ は、時間ごとに算出されるマトリクスであることを示しており、非線形化した要素の剛性低下を考慮した減衰モデルである。なお、比較のため、(5)式に示される質量比例型の減衰を用いた解析も

事前に行った。しかし、図-10に示されるように質量比例型の減衰では高周波成分の減衰定数が非常に小さく、高次の振動モードが激しく励起され発散に至った。このため、後述する解析ケースに、質量比例型の減衰マトリクスを用いたケースは含めていない。

$$[C] = \beta [K] \quad (3)$$

$$[C(t)] = \beta [K(t)] \quad (4)$$

$$[C] = \alpha [M] \quad (5)$$

減衰定数 h は、小型振動実験において低加速度振幅のランダム波加振(破壊発生しないケース)について、頂部応答加速度のパワースペクトルの面積が実験と解析で合うよう同定した結果から $h=1.8\%$ と設定した。Rayleigh 減衰の場合は試験体の1次と3次の共振周波数で、剛性比例型減衰および瞬間剛性比例型減衰では1次の共振周波数でそれぞれ $h=1.8\%$ となるよう α および β を定めた。

なお、大型振動実験に対する再現解析では、鉛直動の影響を考慮して、減衰定数は $h=5.0\%$ とした。この詳細は後述する。

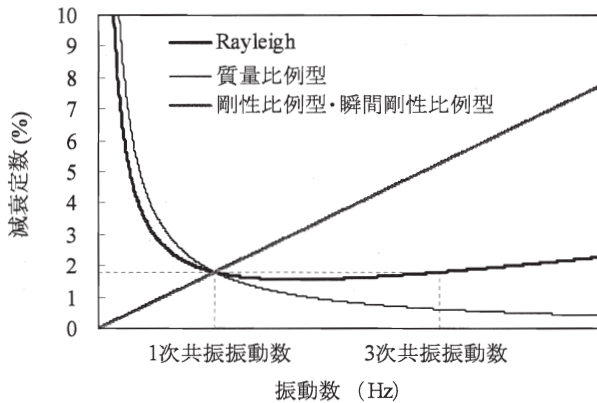


図-10 振動数と減衰定数の関係

(2) 解析ケース

振動実験の再現解析は表-4に示すケースに対して実施した。入力波形は、実験で明瞭なクラックが発生・進展した加振ケースの実測加速度波形を用いた。

表-4 解析ケース

実験	引張軟化曲線	減衰マトリクス	ケース名
小型	単直線	Rayleigh	ケース小-1
	2直線 (1/4 則)	Rayleigh	ケース小-2
	2直線 (逆解析)	Rayleigh	ケース小-3
	2直線 (逆解析)	剛性比例	ケース小-4
	2直線 (逆解析)	瞬間剛性比例	ケース小-5
大型	単直線	Rayleigh	ケース大-1
	2直線 (1/4 則)	Rayleigh	ケース大-2
	2直線 (逆解析)	Rayleigh	ケース大-3
	2直線 (逆解析)	剛性比例	ケース大-4
	2直線 (逆解析)	瞬間剛性比例	ケース大-5

3.3 研究結果

3.3.1 実験結果

(1) 小型試験体に対する実験

クラックの発生していないケースとして入力加速度振幅が150galの加振における入力加速度と頂部応答加速度の時刻歴を図-11に示す。図より、頂部の応答加速度倍率を算定すると約2.2倍であり、図-2に示した伝達関数から推定される応答倍率と実測の応答倍率はほぼ一致した。

次に、クラックの明らかな発生が高速度カメラおよびクラック開口変位計の挙動により初めて確認された入力加速度振幅300galのケースに着目する。この入力加速度および頂部応答加速度を図-12に示す。

図-12において加振前半に着目すると、その応答倍率は約2.5倍であり、入力と応答の位相差はほとんど無い。よって、加振前半部分では図-11に示した線形応答の加速度時刻歴とそれほど変わらない結果であるといえる。一方、加振後半を見ると、2.4秒付近まで応答加速度が漸増した後、2.5秒付近で急激に頂部応答加速度が低下し、応答倍率がおおよそ1倍となった。この間、入力加速度と応答加速度の位相差が徐々に生じ、2.5秒以降は約160°の位相差が発生した。図-13に、クラックの発生位置を示す。

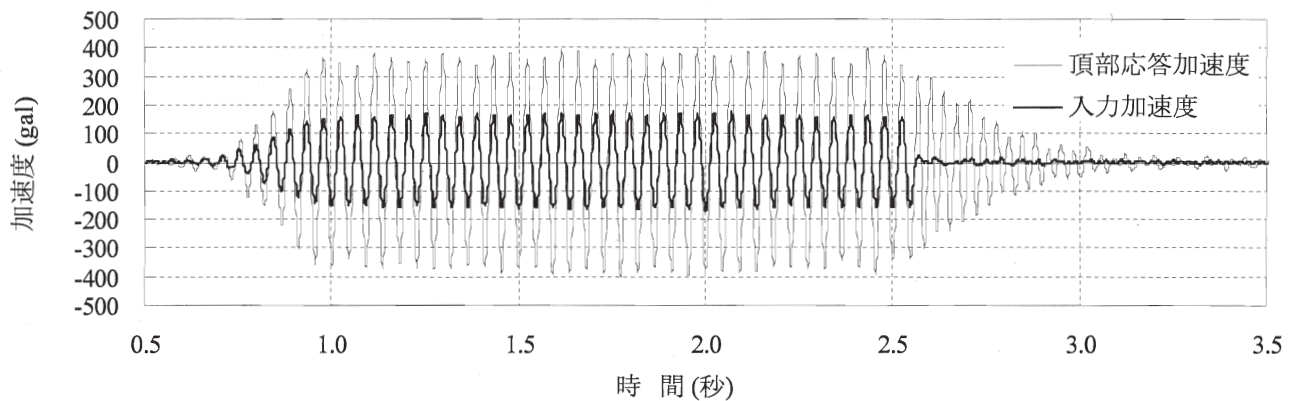


図-11 小型振動実験の加速度時刻歴 (150gal 入力)

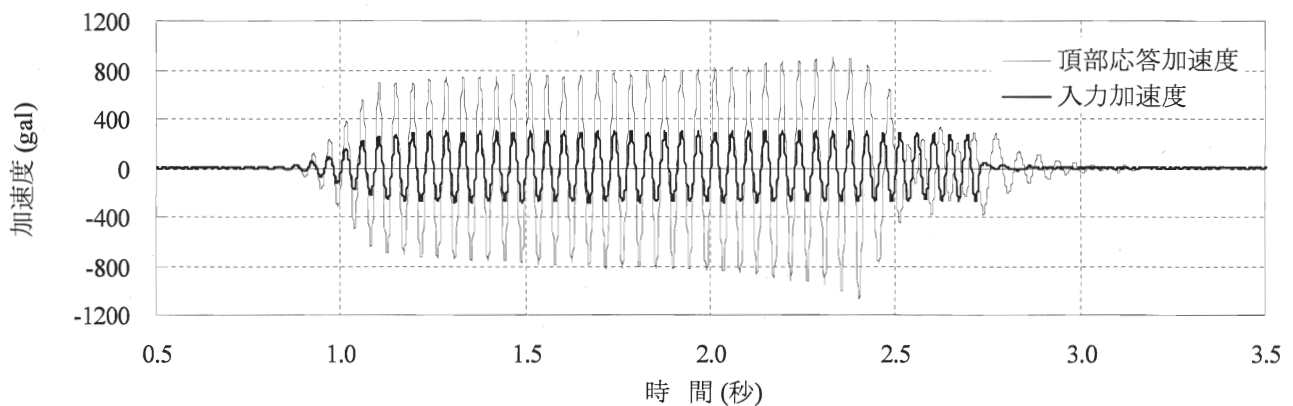
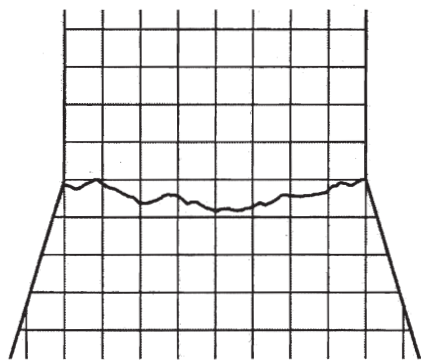


図-12 小型振動実験の加速度時刻歴 (300gal 入力)



※: 1マスは5cm

図-13 小型振動実験のクラック発生位置

図-14 に試験体の勾配変化点で計測したクラック開口変位の時刻歴を示す。図-14 より、2.0秒を過ぎたあたりからクラック開口変位が徐々に増加し始め、2.5秒付近で急激に増加して最大約 0.17mm に達し、その後は 0.1mm 弱の変位が発生していることがわかる。図-9 に示した引張軟化曲線と比較すると、0.17mm のクラック開口変位は、ほぼ破断したクラックであるといえる。一方、表-2 から弾性係数を $E=5,260\text{MPa}$ 、引張

強度を $f_t=0.23\text{MPa}$ と仮定すると、フックの法則から弾性範囲内の限界ひずみは $\varepsilon_u = f_t / E = 0.23 / 5,260 = 44 \mu$ となる。よって、クラック開口変位計の変位計測の標点間距離が $l = 100\text{mm}$ であることを考慮すると弾性限界変位 d_e は、

$$d_e = l \times \varepsilon_u = 100 \times 44 \mu = 0.0044\text{mm} \quad (6)$$

となる。この d_e と図-14 を比較すると、加振初期より d_e を大きく超える変位が計測されていることがわかる。また、振動台外部から撮影した高速度動画では、加振後半において明確なクラック発生が目視確認できた。以上より、加振当初から勾配変化点付近には分散した微細クラックが発生し、加振後半になり 1本の卓越したクラックが進展し、ほぼ貫通に至ったと考えられる。なお、入力加速度振幅 150gal のケースにおけるクラック開口変位を図-15 に示したが、最大約 0.008mm のクラック開口変位が計測されている。上記の計算によれば、これは、若干の引張破壊が生じていることを意味しているが、その変位量は微細な値であり、試験体全体としてはほぼ弾性範囲内で挙動していたと考えられる。

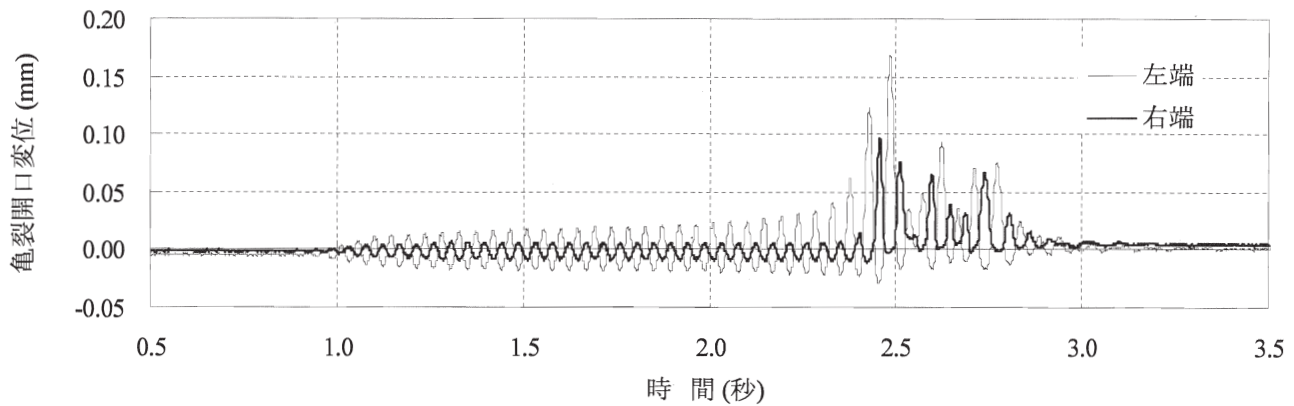


図-14 小型振動実験のクラック開口変位時刻歴 (300gal 入力)

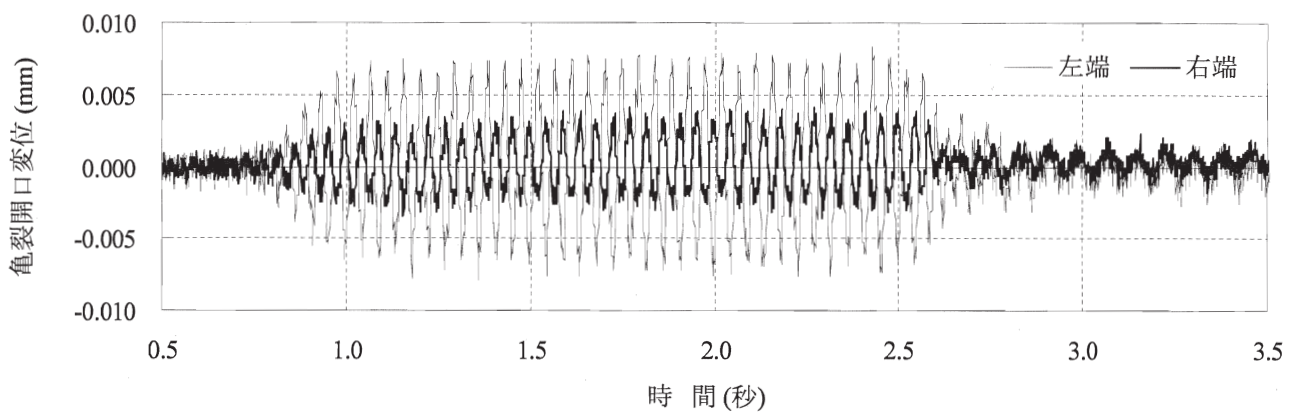


図-15 小型振動実験のクラック開口変位時刻歴 (150gal 入力)

次に、クラック発生に伴う動的挙動の変化について考察するため、試験体の一次共振周波数と減衰定数に着目し、引張破壊の程度とこれらの関係を整理した。1次共振周波数および減衰定数は、加振終了後の自由振動部分から算出した。減衰定数は次式により $n=3$ として算出した。

$$\left| y_m / y_{m+n} \right| = \left(e^{2\pi h / \sqrt{1-h^2}} \right)^n \quad (7)$$

ここに、 y_m および y_{m+n} はそれぞれ m および $(m+n)$ 番目の自由振動中の片振幅、 h は減衰定数である。

引張破壊の程度を表すため、ここでは(8)式により破壊進行度を定義し、その程度を定量化した。

$$[\text{破壊進行度 (\%)}] = (f_i - \sigma) \times 100 / f_i \quad (8)$$

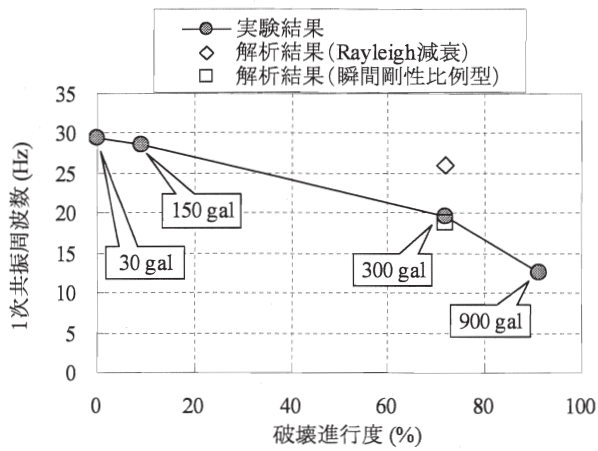
ここに、 f_i : 引張軟化開始応力、 σ : クラック幅に対応する引張応力であり、図-9に示した逆解析結果に基づく2直線近似の引張軟化曲線から求めた。クラック幅は、クラック開口変位計での計測値から前述した弾性限界変位 $d_e=0.0044\text{mm}$ を除いた値とした。これらは各加振ケースでの時刻歴がほぼ定常となった範囲より求めた。

一次共振周波数および減衰定数と破壊進行度との関

係を図-16および図-17にそれぞれ示す。なお、後述する再現解析における自由振動部分から算出された一次共振周波数および減衰定数も、この図中にプロットした。ただし、解析における破壊進行度(横軸)は入力加速度300galの実験結果と同一の値としてプロットした。

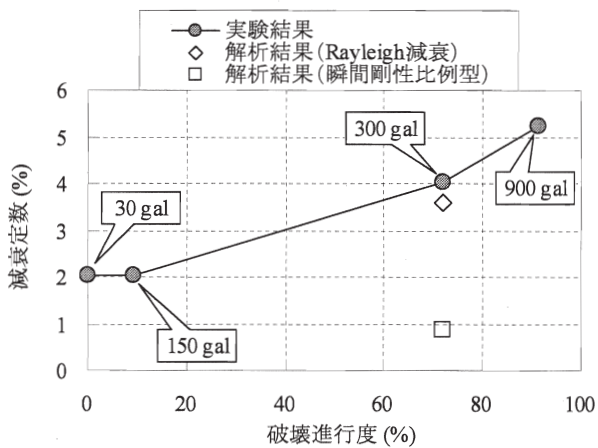
図-16より、破壊進行度が大きくなるに従って一次共振周波数は減少する傾向が確認できる。これは、クラックの発生により、試験体の剛性が見かけ上低下したためと考えられる。また、入力加速度振幅が300gal以上の場合、入力振動数である22Hzよりも小さい一次共振周波数となり、この結果、図-12に関して前述した、クラック発生後における入力加速度と頂部応答加速度の位相差が生じたと考えられる。

次に図-17を見ると、破壊進行度が大きくなるにつれ減衰定数は増加し、クラック発生前の30galのケースでは2%程度だったものが、クラックが進行した900galのケースでは約2.5倍の5%程度に達している。これは、クラック面での衝突やそれに伴う微細な圧縮破壊によりエネルギー消散が生じているためと推察される。



※：図中の数字は入力加速度振幅

図-16 一次共振周波数と破壊進行度の関係



※：図中の数字は入力加速度振幅

図-17 減衰定数と破壊進行度の関係

(2) 大型試験体に対する実験

図-18に、クラック発生前のケースとして入力加速度振幅520galの入力加速度と頂部応答加速度の時刻歴を示す。図より、およそ0.6秒で頂部応答加速度は定常状態となり、応答倍率は約4倍であることがわかる。また、入力加速度と頂部応答加速度の位相差に着目すると、定常状態となった後、およそ90°の位相差が生じている。これは、試験体の重量が振動台の加振能力の上限に近いことに加え試験体の重心位置が高いため、加振指令値としては入力していない、鉛直方向の振動、特にY軸回りの回転成分が発生したことに起因している。しかしながら、試験体の水平方向および鉛直方向の加速度分布に位相差はほとんど観測されていないため、試験体の応答は1次モードが卓越した振動となっている。

次に、試験体に卓越したクラックが発生した際の入力加速度を把握するため、前面および背面に設置した切欠き部のクラック開口変位最大値と、入力加速度との関係を図-19に示した。なお、傾向を見やすくするため、縦軸の表示範囲を変えた2つのグラフを示した。これより、入力加速度が800galより小さい範囲では、入力加速度の増加に伴いクラック開口変位がほぼ線形的に増加していることがわかる。一方、入力加速度が900galに達すると、それまでの線形的な傾向に比べ、より大きなクラック開口変位が発生している。さらに、入力加速度が960galに達するとクラック開口変位の急激な増加が確認できる。また、前面と背面のクラック開口変位を比べると、背面では入力加速度900galにおいて線形傾向を外れる大きな変位が生じたのに対し、

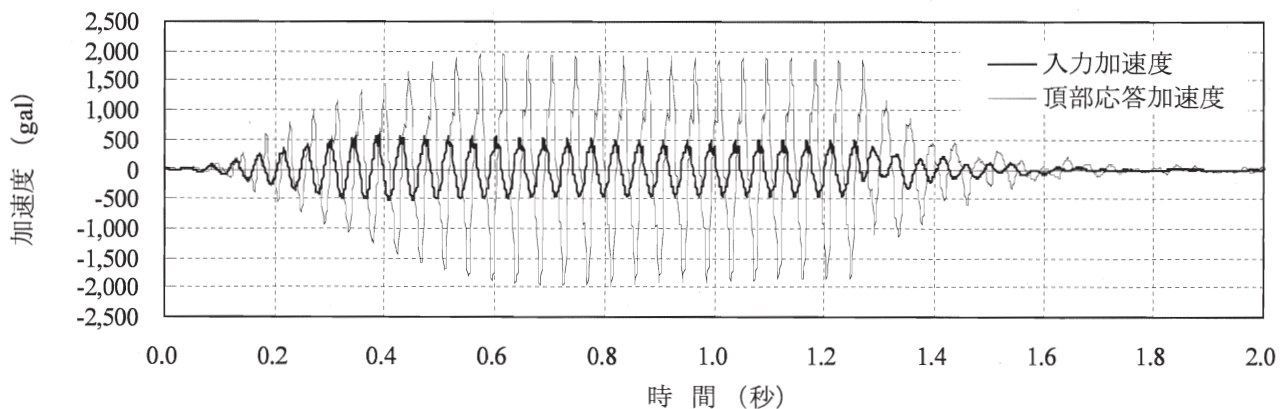


図-18 大型振動実験の加速度時刻歴 (520gal 入力)

前面では入力加速度が960galに達するまで線形傾向を外れるクラック開口変位は生じていない。以上より、入力加速度が900galに達した時点で背面側の切欠きより卓越クラックが発生・進展し、入力加速度が960galの加振で前面の切欠きからもクラックが発生することで、クラックが貫通に至り、クラック開口変位の急激な増加が生じたと考えられる。図-20に、振動実験終了後にスケッチしたクラックの発生位置を示す。また、入力加速度900galのケースにおける入力加速度と頂部応答加速度の時刻歴を図-21に示す。これと図-17を比較すると、クラック進展に伴う頂部応答の大きな変化は生じていない。これは小型試験体の結果と異なる点である。

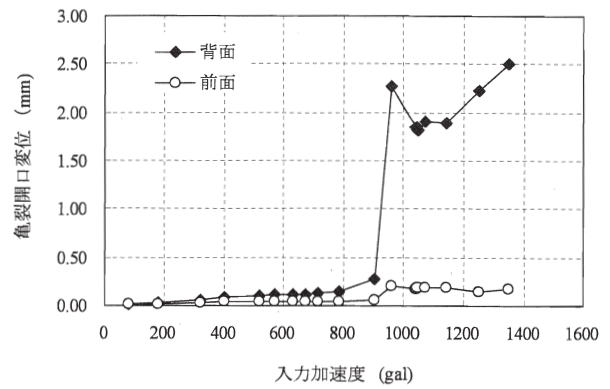


図-19(b) 最大クラック開口変位(0.0mm-3.0mm 表示)

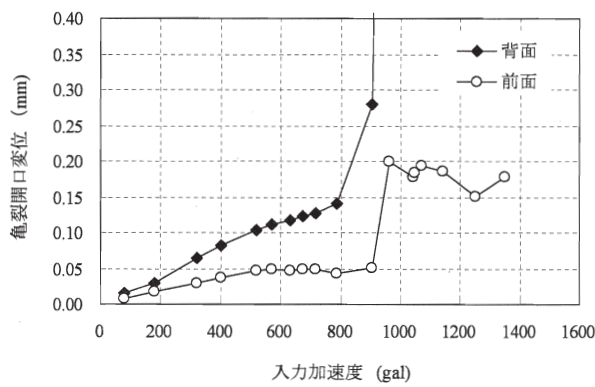
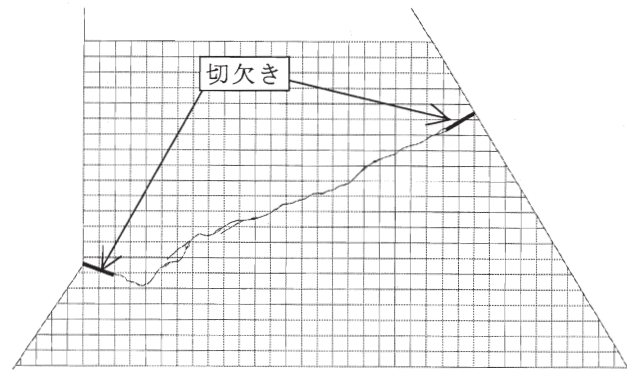


図-19(a) 最大クラック開口変位(0.0mm-0.4mm 表示)



※1マスは10cm

図-20 大型振動実験のクラック発生位置

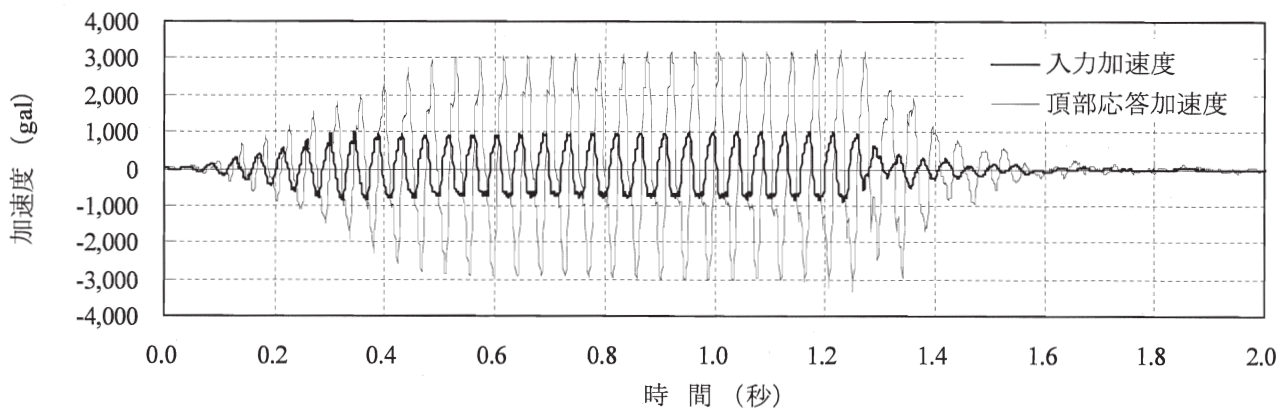


図-21 大型振動実験の加速度時刻歴 (900gal 入力)

3.3.2 引張軟化曲線の設定に関する検討

(1) 小型試験体に対する実験結果の再現解析

表-4 に示した解析ケースのうち、引張軟化曲線の設定法について検討するため、Rayleigh 減衰を用いたケース小1～ケース小3 と実験結果の比較を行う。

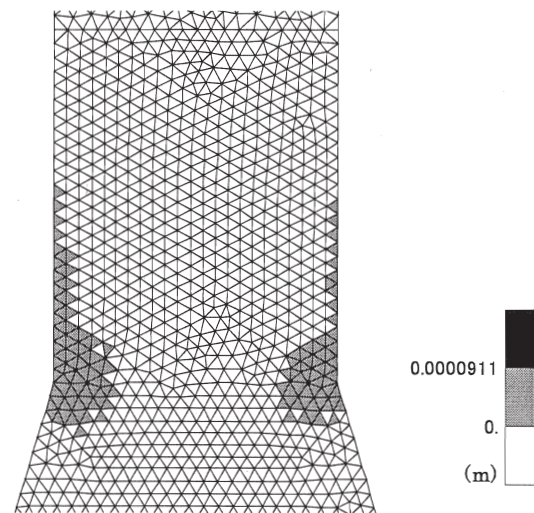
解析では、小型実験結果を踏まえ、入力加速度振幅 300gal の実験ケースで計測された入力加速度波形を用いた。この解析の結果、いずれのケースでも明瞭なクラックは発生しなかった。そこで、入力加速度振幅を 330gal まで引き上げて再度解析を行ったところ、明瞭なクラックが発生することが確認された。このため、以降の小型振動実験に関する再現解析では、入力加速度を 330gal へ引き伸ばした波形を用いることとした。

まず、解析で求めたクラック変位コンターを図-22 に示す。このコンター図では、応力状態が引張軟化曲線における第1直線上にある場合薄い灰色、第2直線上にある場合は濃い灰色、破断状態にあるときを黒で表示している。単直線型の場合、灰色は1種類である。以降、全てのクラック変位コンター図は、これと同様の方法で表示した。これより、単直線型を用いたケース小1の場合、卓越したクラックは発生せず、クラック範囲も狭い範囲にとどまっていることがわかる。一方、ケース小2とケース小3では卓越したクラックが見られ、またケース小3では左右から発生した卓越クラックがほぼ繋がっている。なお、微小なクラックの範囲は、ケース小2と3で大きな違いはない。

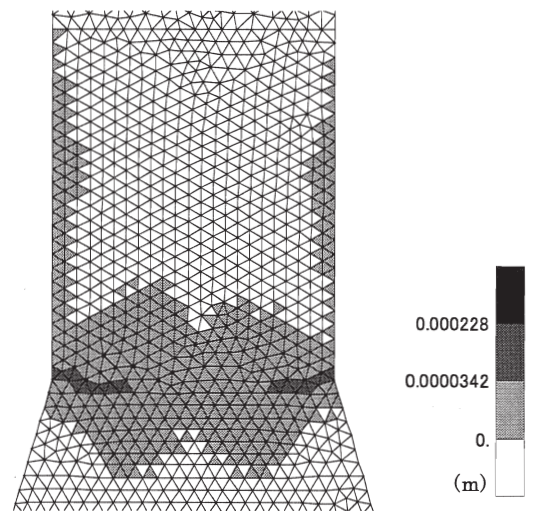
これらの違いは、クラック発生後の軟化曲線の勾配に起因するものと考えられる。つまり、クラック幅が小さい領域における軟化曲線の勾配が大きいほど、クラック発生後の急激な引張応力低下が生じ、クラックが進展しやすい解析になる。図-9において、軟化初期の勾配を比較すると、単直線型のケース小1が最も小さく、逆解析により求めたケース小3が最も大きい。図-22 に示された結果は、この傾向が如実に現れた結果といえる。また、図-13 と図-22 (c) とを比較すると、解析によるクラックの発生位置は実験結果に概ね合致している。

なお、図-22 (b) および (c) では、卓越したクラックの周辺に比較的小さいクラックが広範囲にわたって発生している。これは、目視では確認できない程度の微細なクラックであり、実現象としても発生している可能性がある。

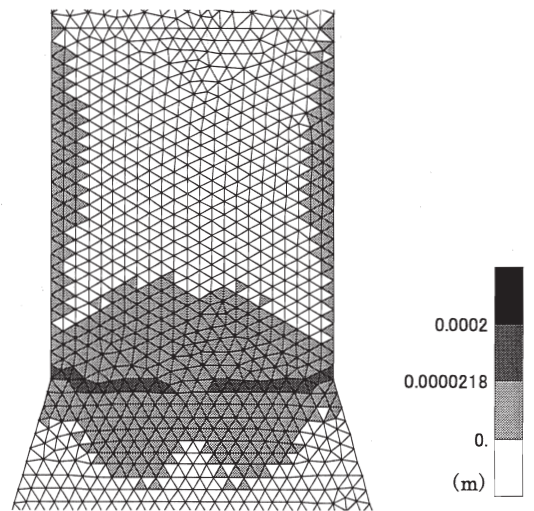
よって、クラックの分散化が大きく生じないように、軟化曲線の設定においては、軟化初期の勾配の設定に留意する必要がある。



(a) ケース小1：単直線型



(b) ケース小2：2直線型（1/4 則）



(c) ケース小3：2直線型（逆解析）

図-22 小型実験再現解析結果・クラック変位分布

(2) 大型試験体に対する実験結果の再現解析

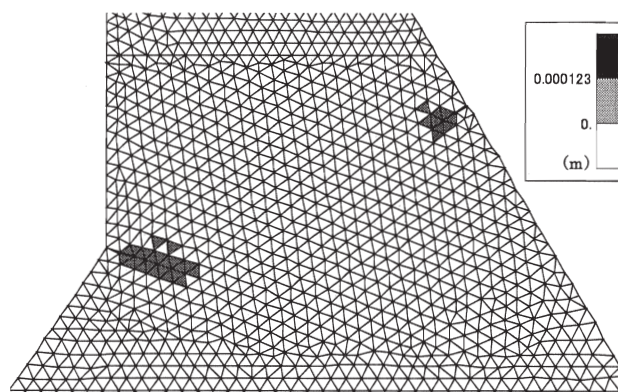
当解析では、大型実験結果を踏まえ、入力加速度900galの実験ケースで計測された入力加速度の実測値を用いた。なお、前述した通り大型実験では比較的大きな鉛直加速度も計測されている。しかしながら、この鉛直動をそのまま解析へ反映することは、現象を複雑にし必ずしも得策ではないと考えられる。そこで、試験体は鉛直動に対して剛体的な運動のみをし、曲げ変形的な応答は全て水平動によってのみ生じていると仮定することで、実験で計測された天端水平応答加速度から、鉛直動に関わる変位を幾何的に除去した。この修正した天端水平応答加速度と、水平動のみを入力した線形解析により得られたそれは比較的良く一致した。このため、以降で述べる大型試験体に対する再現解析は、全て水平加速度のみを入力することとし、天端の応答加速度振幅が概ね実験値と合うよう、減衰定数は5%と設定した。

表-4に示した解析ケースのうち、引張軟化曲線の設定法について検討するため、Rayleigh減衰を用いたケース大1～ケース大3の計算結果の比較を行う。

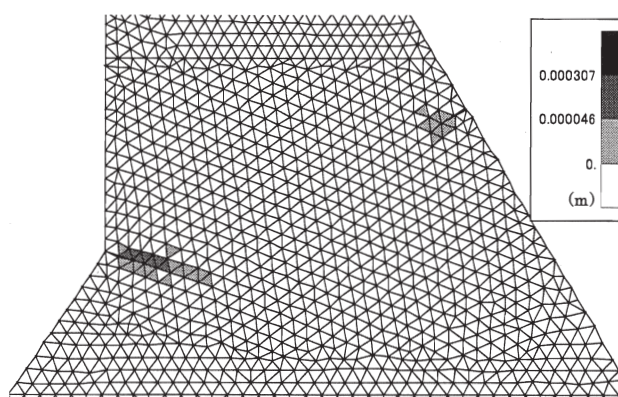
図-23に解析で得られたクラック変位分布を示す。小型試験体と同様、単直線型の引張軟化曲線の場合、他の引張軟化曲線を与えた場合に比べ最もクラック長が短くやや分散する傾向が見られる。また、逆解析結果に基づく引張軟化曲線を用いたケース小3は他のケースに比べてややクラック長が長い。これらの傾向は小型試験体での再現解析結果と一致した傾向である。

しかしながら、クラック発生位置および長さについて、いずれのケースでもそれほど大きな差は生じていない。これは、前面および背面から発生したクラックが比較的小さいためと考えられる。

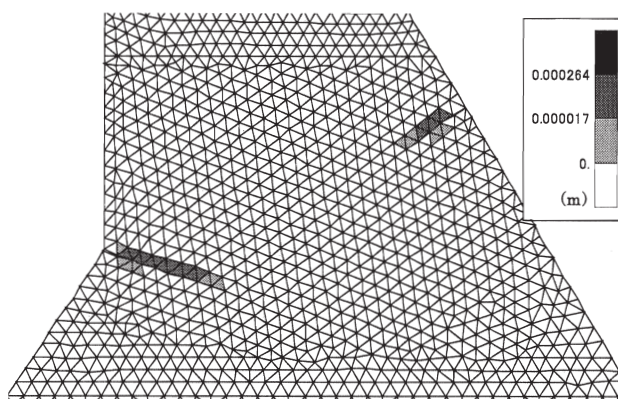
また、実験結果とこれらの解析結果を比べると、実験では卓越したクラックが発生していないと考えられる前面側で、解析では卓越したクラックが発生している。これは、当解析で考慮していない鉛直動の影響もあるものと推察される。しかしながら、前面からのクラックと背面からのクラックが繋がらず、クラック貫通に至っていないという点や、実験とほぼ同様の位置にクラックが発生したという点では、いずれのケースでも、比較的、実験結果に合った解析結果が得られた。



(a) ケース大1：単直線型



(b) ケース大2：2直線型（1/4則）



(c) ケース大3：2直線型（逆解析）

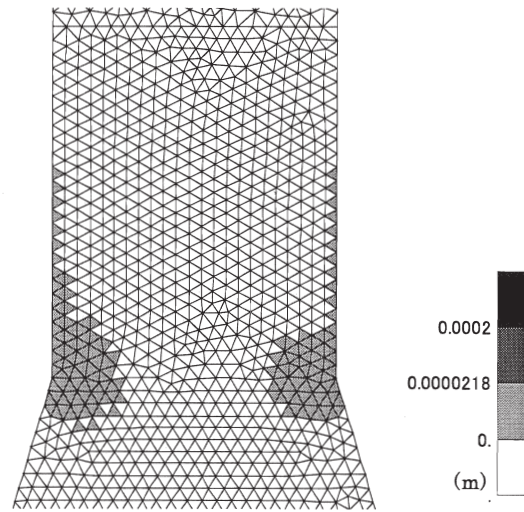
図-23 大型実験再現解析結果・クラック変位分布

3.3.3 減衰マトリクスの設定に関する検討

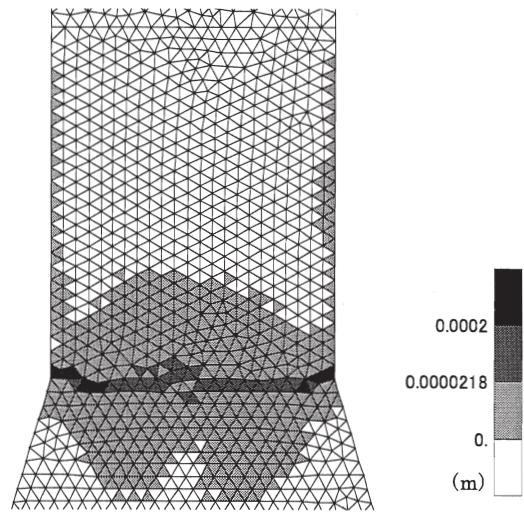
(1) 小型試験体に対する実験の再現解析

くさび試験結果を用いた逆解析により設定した2直線型の引張軟化曲線を使用し、減衰マトリクスを剛性比例型および瞬間剛性比例型とした解析結果について、クラック変位コンターを図-24に示す。まず、図-24(a)を見ると、クラックの範囲が狭く卓越したクラックは発生していないことがわかる。図-10に示した減衰定数と振動数との関係を考えて場合、入力加速度の振動数22HzではRayleigh減衰のほうが大きな減衰定数を与える。このため、剛性比例型の減衰を用いた方が頂部応答加速度が大きくなり、クラックが進展しやすいことが予想されるが、図-24(a)と図-22(c)を比較するとこれとは逆の傾向となっている。この傾向は、減衰マトリクスに含まれる剛性マトリクスの影響と考えられた。これを確認するため、Rayleigh減衰の減衰定数を1次と5次の共振周波数で $h=1.8\%$ に合わせ、減衰マトリクスに占める剛性マトリクスの割合をケース小3に比べて低下させた解析を行った。この結果、図-25に示す通り卓越クラックが貫通するとともに、ケース小3よりも亀裂の分散が抑えられた。この現象から、減衰マトリクスに占める剛性マトリクスの割合が小さいほど、クラック面での過大な減衰力が抑制され、亀裂が進展しやすい傾向にあると推察できる。

次に、瞬間剛性比例型の減衰マトリクスを用いた図-24(b)を見ると、広範囲なクラックの分散は生じているものの、引張軟化曲線の第2直線に至るクラックが卓越したクラックとして貫通している。瞬間剛性比例型の減衰マトリクスは、クラック発生に伴う要素の剛性低下を考慮することで、クラックが発生した要素に過大な減衰力が生じない配慮をしている。これが有効に働いた結果、実験結果に近い結果が得られたものと考えられる。



(a) ケース小4：剛性比例型



(b) ケース小5：瞬間剛性比例型

図-24 小型実験再現解析結果・クラック変位分布

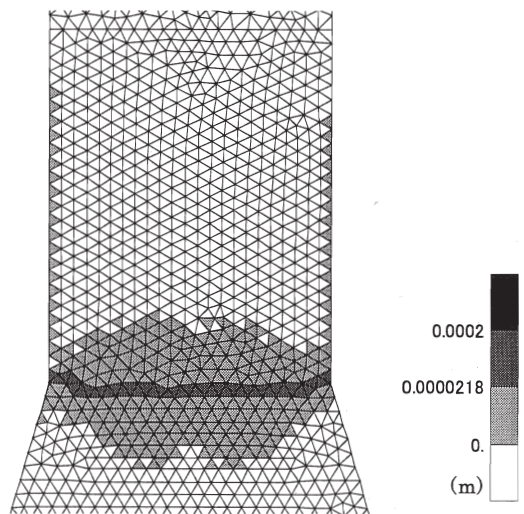


図-25 減衰マトリクスに占める剛性マトリクスの割合を減らした場合のクラック変位分布

図- 26 には、瞬間剛性比例型の減衰マトリクスを用いた場合の入力加速度と頂部応答加速度を示した。これと実験結果である図- 12 を比較すると、図- 26 では実験結果に比べクラック発生後の応答倍率がやや高いものの応答加速度振幅の急激な低下や約 160° の位相差が良好に再現されていることがわかる。

一方、Rayleigh 減衰を用いたケース小 3 の入力加速度と頂部応答加速度を図- 27 に示す。これを見ると、0.9 秒付近から頂部応答加速度が徐々に増加し、1.2 秒を過ぎたあたりでこれが低減するとともにおよそ 80° の位相差が発生している。これは小型振動実験においてほぼ貫通するクラックが発生する前後の挙動に近い現象である。しかしながら、瞬間剛性比例型減衰を用いた解析に比べると、クラックが貫通した後の実験結果の再現性は劣る。

次に、実験と同様の整理方法で、解析結果の自由振動部分から一次共振周波数と減衰比を算定した結果を図- 16 および図- 17 に示した。なお、横軸は入力加速度 300gal の実験と同じ破壊進行度としてプロットした。この結果、瞬間剛性比例型の減衰マトリクスを用いた解析では、一次共振周波数は実験結果と良く一致しているものの、減衰比は実験値に比べ小さい値となった。これは、図- 17 に示した破壊の進行に伴う見かけの減

衰の増加が解析へ反映されていないためと考えられる。

以上より、クラックが延伸していく過程では Rayleigh 減衰の適用性は高いが、クラックが貫通に至り、構造物の振動特性を大きく変えるような場合には、そのクラック貫通後の挙動を再現する上で、瞬間剛性比例型減衰が優れていると考えられる。

(2) 大型試験体に対する実験の再現解析

剛性比例型減衰を用いた大型振動実験の再現解析結果から得られたクラック変位分布を図- 28 に示す。この図と Rayleigh 減衰を用いた図- 23 (c) を比較すると、剛性比例型減衰では若干クラック長さが短くなっている。これは、小型試験体に対する再現解析とほぼ同様の結果である。

次に、瞬間剛性比例型を用いた図- 27 を見ると、Rayleigh 減衰を用いたケース大 3 とほぼ同様のクラック変位分布となっている。入力加速度 900gal のケースでは、実験において、クラックは発生しているもののそれは貫通に至っていないとともに振動特性に大きな変化は生じていない。つまり、クラックが貫通に至らず、かつ構造物の応答特性が大きく変わらない領域では Rayleigh 減衰でも十分な適用性があると考えられる。

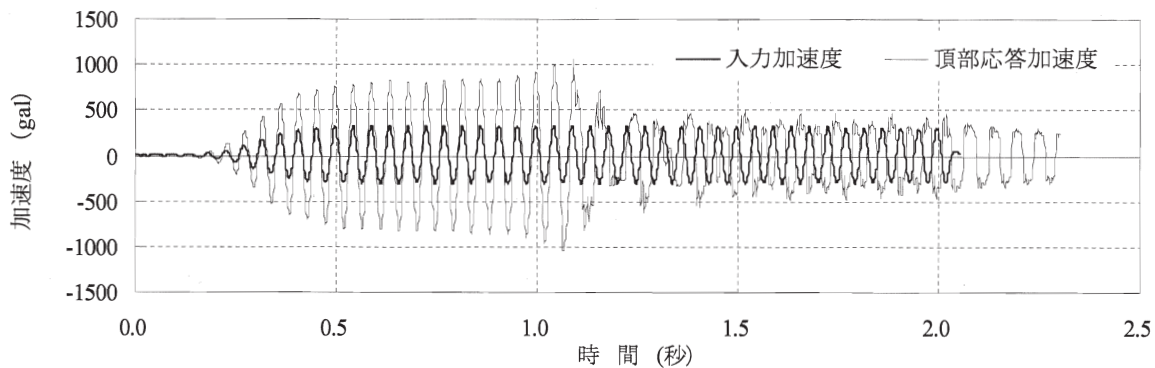


図- 26 小型実験再現解析結果・加速度時刻歴 (ケース小 5)

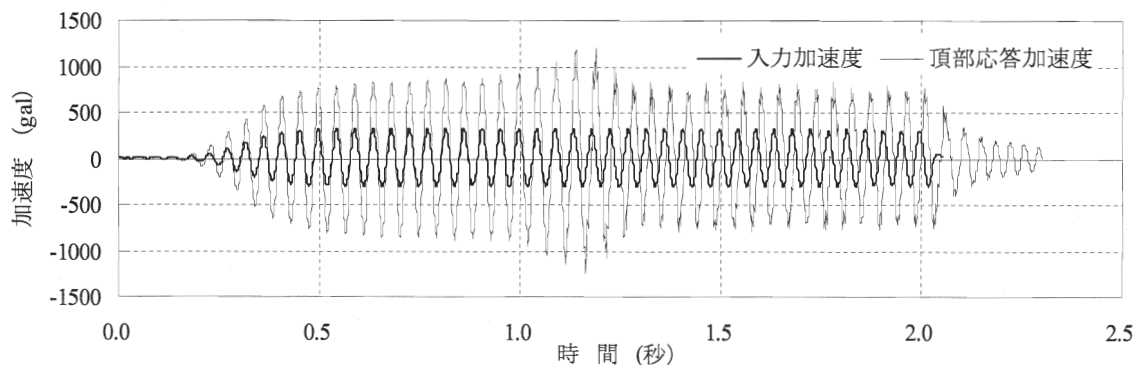


図- 27 小型実験再現解析結果・加速度時刻歴 (ケース小 3)

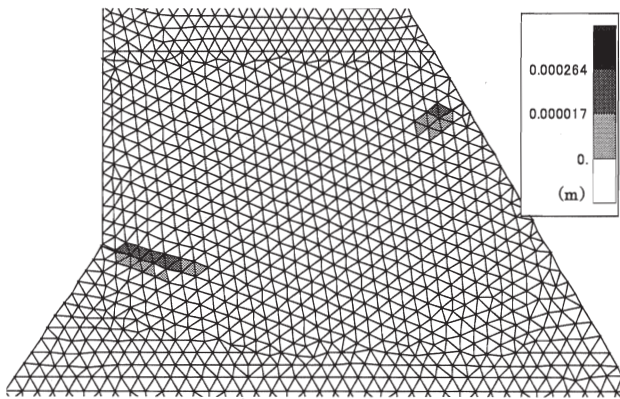


図-28 大型実験再現解析結果・クラック変位分布
(ケース大4：剛性比例型減衰)

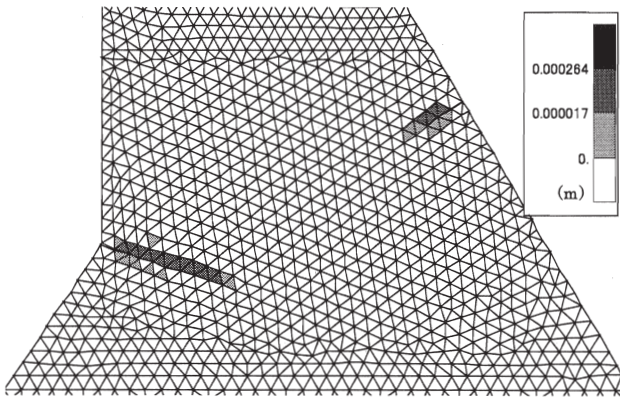


図-29 大型実験再現解析結果・クラック変位分布
(ケース大5：瞬間剛性比例型減衰)

4. まとめ

本研究では、まず重力式コンクリートダムをモデル化したスミアドクラックモデルを用いた数値解析により、コンクリートの引張軟化応力と破壊エネルギーがクラック進展に与える影響について検討した。その結果、以下のことが明らかになった。

- クラック進展が過渡的な状態では、破壊エネルギーより引張軟化開始応力がクラック長さに与える影響がかなり大きい。しかし、クラック進展が定常となった状態では、破壊エネルギーおよび引張軟化開始応力がクラック長さに与える影響にそれほど差はない。
- 主要動が長期に連続しない地震波の場合には、クラック進展が過渡的な状況となり、クラック長さは破壊エネルギーに比較して引張軟化開始応力の影響を大きく受けやすい。

さらに、無筋コンクリート製試験体に対する振動破壊実験を実施し、この結果と再現解析との比較から、コンクリートの引張軟化曲線および減衰マトリクスの違いが与えるクラック進展と動的挙動への影響について検討した。これにより得られた知見を以下にまとめる。

(引張軟化曲線についての知見)

- 単直線型の引張軟化曲線を用いた場合、2直線型の引張軟化曲線を用いた場合に比べ、クラックが進展しづらい傾向がある。
- クラック変位が比較的小さい場合、引張軟化曲線の違いが与えるクラック発生および進展現象への影響は比較的小さい。
- くさび試験結果から逆解析で求めた2直線型の引張軟化曲線を用いることで、振動実験結果に近いクラックの進展状況を再現することができる。これは、軟化初期の勾配が大きな影響を及ぼすためと考えられる。

(減衰の設定についての知見)

- 剛性比例型の減衰マトリクスを用いた場合、クラックが進展しづらい傾向がある。この傾向は、減衰マトリクスに含まれる剛性比例項の割合が大きいほど強い。
- 瞬間剛性比例型の減衰マトリクスを用いた場合、卓越したクラックの延伸が最も明瞭となりクラックの分散も起こりづらい。また、クラックが貫通した後の挙動の再現性も高い。しかし、貫通に至らないようなクラックが発生している領域では、Rayleigh 減衰を用いても十分実用的な解析が可能である。また、この Rayleigh 減衰の実用性は、小型試験体のように構造体の幅が狭く、クラックが発生するとすぐに貫通クラックが生じてしまう小型試験体の場合より、クラックが延伸する幅が広い大型試験体で顕著である。

よって、数値解析においてクラックを分散させないよう、引張軟化曲線の設定では軟化初期勾配の設定に留意する必要がある。また、可能な限り、対象とする構造物の材料試験により引張軟化曲線を評価することが望まれる。また、貫通する規模のクラックが容易に生じるような場合には瞬間剛性比例型の減衰マトリクスが優れているものの、クラックが貫通しにくい大規模な構造物の解析では Rayleigh 減衰の適用性も高い。瞬間剛性比例型減衰は、研究的な解析手法でしか利用できないという現状を考慮する

と、大規模地震に対する重力式コンクリートダム
の耐震性照査において、Rayleigh 減衰の利用が
実用的であるが、クラック規模が大きくなる
場合には、クラックの分散化や過小評価の
可能性に留意することが必要である。

参考文献

- 1) 国土交通省河川局: 「大規模地震に対するダム耐震性能照査指針(案)・同解説」, 2005.3.
- 2) Sasaki, T., Kanenawa, K., Yamaguchi, Y. and Chiba, J.: “Effect of Ground Motion Level and Dam Shape on Damage in Concrete Gravity Dam During Earthquakes”, *Proceedings of 73rd Annual Meeting of ICOLD*, 2005.5.
- 3) 佐々木隆, 金縄健一: 「大地震動(レベル2地震動)に対するコンクリートダムの耐震性評価」, *土木技術資料*, Vol.45, No.4, pp.10-11, 2003.4.
- 4) 佐々木隆, 金縄健一, 山口嘉一: 「大規模地震時における重力式コンクリートダムのクラック進展に関する数値解析的検討」, *土木技術資料*, Vol.45, No.6, pp.60-67, 2003.6.
- 5) Bhattacharjee, S., S. and Leger, P.: “Seismic Cracking and Energy Dissipation in Concrete Gravity Dams”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol.22, pp.991-1007. 1993.
- 6) 木全宏之, 藤田豊, 堀井秀之: 「動的クラック進展解析による重力式コンクリートダムの耐震安全性評価」, *土木学会論文集*, No.787, I-71, pp.137-145, 2005.4.
- 7) Tinawi, R., Léger, P., Leclerc, M. and Cipolla, G.: “Seismic Safety of Gravity Dams : From Shake Table Experiments to Numerical Analyses”, *ASCE Journal of STRUCTURAL ENGINEERING*, pp.518-529, 2000.4.
- 8) Uruchida, S., Shimpo, T., Uchita, Y., Yagome, Y. and Saouma, V.: “Dynamic Centrifuge tests of concrete Gravity Dam”, *Proceedings of 73rd Annual Meeting of ICOLD*, 2005.5.
- 9) Kashiwayanagi, M., Horii, H., Nakayama, Y. and Asaka, H.: “Evaluation on Crack Propagation Analysis for Earthquake Resistance Assessment of Gravity Dams”, *Proceedings of 73rd Annual Meeting of ICOLD*, 2005.5.
- 10) Sasaki, T., Takafuji, K., Yamaguchi, Y., Kanenawa, K. and Ishibashi, M.: “Effect of Cracks on Dynamic Behavior Characteristics of Unreinforced Concrete Structures”, *Proc. of EERI's 8th U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, 2006.4.
- 11) RILEM AAC13.1: “Determination of the specific fracture energy and strain softening of AAC”, *RILEM Technical Recommendations for the Testing and Use of Construction Materials*, pp.156-158, 1994.
- 12) 日本コンクリート工学協会: 「切欠きほりを用いたコンクリートの破壊エネルギー試験方法 JCI-S-001-2003」, 2003.
- 13) 土木学会: 「2002年制定 コンクリート標準示方書 [構造性能照査編]」, pp.27-28, 2002.